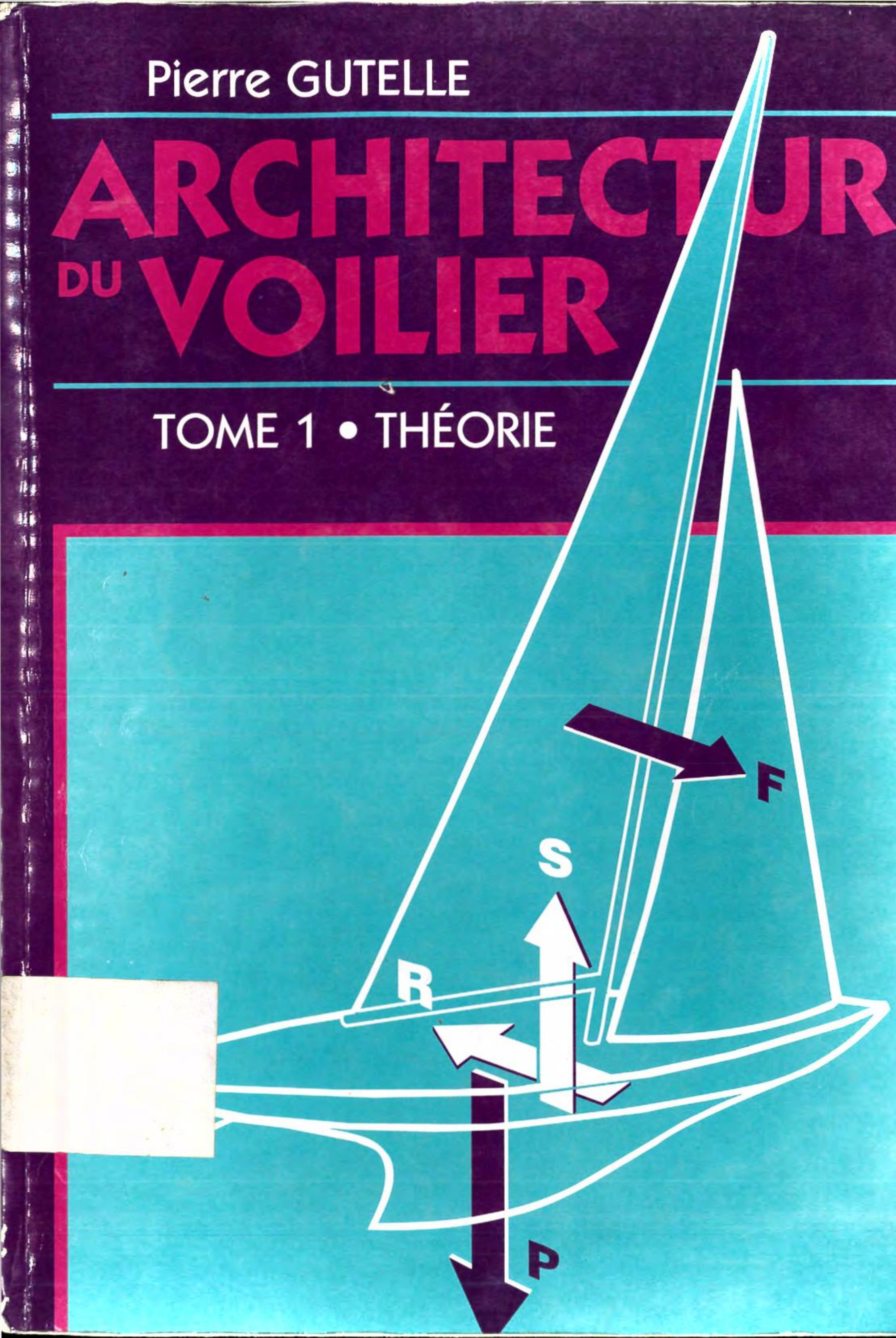
Pierre GUTELLE

ARCHITECTURE DU VOILIER

TOME 1 • THÉORIE



La loi du 11 mars 1957 n'autorisant, aux termes des alinéas 2 et 3 de l'article 41, d'une part, que les « copies ou reproductions strictement réservées à l'usage privé du copiste et non destinées à une utilisation collective » et, d'autre part, que les analyses et les courtes citations dans un but d'exemple et d'illustration, « toute représentation ou reproduction, intégrale ou partielle, faite sans le consentement de l'auteur ou de ses ayants droit ou ayants cause, est illicite » (alinéa 1er de l'article 40).
Cette représentation ou reproduction, par quelque procédé que ce soit, constituerait donc une contrefaçon sanctionnée par les articles 425 et suivants du Code pénal.

© 1995, 2001, Editions LOISIRS NAUTIQUES
1, avenue Georges Clémenceau - BP 140, 33151 Cenon Cedex
ISBN 2-9514464-7-0

pour la Culture
- Bretagne
Centre de formation
Cedex

Pierre GUTELLE

ARCHITECTURE DU VOILIER

TOME 1 • THÉORIE

Dessins de l'auteur

EDITIONS LOISIRS NAUTIQUES

INTRODUCTION

LORSQUE, vers le début des années cinquante, j'ai commencé à m'intéresser sérieusement à l'architecture navale on pouvait considérer que, compte tenu du développement du yachting à cette époque, la littérature technique de langue française était, toutes proportions gardées, relativement riche. Deux ouvrages permettaient d'aborder l'aérodynamique : *L'aérodynamique du yacht* de G. IMBERY et surtout *L'aérodynamique de la voile* de Manfred CURRY, tandis que *Le Calcul et le Tracé des carènes* de Jean ANGELI, et l'*Aide-Mémoire Martinenq* (pour les plus calés) fournissaient les éléments de calcul et de théorie du navire. Les ouvrages de Henri DERVIN, *Traité pratique pour la construction des bateaux en bois* et *Notes pratiques sur la construction des navires en bois* apportaient les compléments nécessaires au calcul des échantillonnages et à la réalisation des bateaux dans le seul matériau alors disponible, le bois.

Malheureusement, alors que la recherche en architecture navale, et la littérature s'y rapportant, avaient toujours été florissantes dans notre pays, cette dernière connut une éclipse totale que les revues spécialisées de l'époque ne réussissaient pas à éclairer.

Il fallut donc se retourner vers la littérature technique de langue anglaise, celle de PHILLIP-BIRT, de SKENE, de BARNABY, et même de langue espagnole avec Juan BAADER.

Quelques initiés connaissaient les travaux du professeur DAVIDSON au Stevens Institute.

Puis ce fut la création du département d'architecture, de la soufflerie et du bassin de l'Université de Southampton et les travaux de C.A. MARCHAJ. Aux États-Unis, en Hollande, les symposiums d'architecture navale de plaisance se développaient tandis que chez nous, alors que l'industrie de la plaisance explosait, les quelques rares tentatives de recherches échouaient faute de moyens ou s'enfermaient dans un secret jalousement gardé. Alors que partout l'Université était le principal moteur de ces études, que ce soit en Suède, à Southampton ou dans le Massachusetts, et en assurait la publication, les quelques rares résultats obtenus chez nous restaient soigneusement enfermés dans les tiroirs*.

A une époque où le goût pour l'architecture navale n'a jamais été aussi vif, bien que pas toujours désintéressé, il m'a alors semblé utile de proposer un ouvrage en langue française qui fasse le point sur les connaissances acquises dans les 40 dernières années.

Après un certain succès et une éclipse de quelques années, cette nouvelle édition comporte une mise à jour liée aux progrès réalisés depuis.

Un ouvrage de ce type n'a nullement la prétention d'être une œuvre personnelle mais plutôt une analyse et une synthèse des multiples études dont j'ai pu avoir connaissance.

Si de tout temps on a connu des musiciens de génie incapables de lire une partition, il est généralement admis qu'il est préférable, pour faire sérieusement de la musique, d'étudier le solfège. De même, je connais des architectes navals qui ne se sont jamais posé beaucoup de questions sur la façon dont « fonctionnait » un voilier et qui pourtant, par instinct, par une observation précise, ont dessiné d'excellents voiliers.

Malgré tout, je pense qu'il est possible de gagner un temps précieux et d'éviter de grosses erreurs si l'on connaît un minimum de théorie sur la marche du voilier, et c'est pourquoi ce premier volume lui est consacré.

*A l'exception unique de quelques travaux effectués sous la direction du Pr. RAVILY à l'ENSM de Nantes.

Le passionné d'architecture n'est d'ailleurs pas le seul concerné par ce sujet car la théorie ne sert après tout qu'à expliquer les phénomènes que l'utilisateur du voilier peut observer dès qu'il navigue, que ce soit en course ou en croisière. Et s'il existe des voiliers mal conçus, il existe aussi des bons voiliers handicapés par leur skipper.

Comment peut-on régler correctement une voilure sans un minimum de connaissances en aérodynamique appliquée au voilier ? Comment peut-on équiper et charger correctement un croiseur et le rendre confortable à la mer sans connaître les facteurs qui influent sur son comportement dans les vagues ?

Le premier tour du monde de B. MOITESSIER aurait certainement été moins pénible et dangereux s'il avait connu l'importance de la répartition des poids et de la surcharge qu'il devait découvrir plus tard.

Il est donc tout aussi important de connaître les multiples facteurs qui interviennent dans la marche du voilier que d'étudier la navigation astronomique ou la météorologie. La première sécurité ne consisterait-elle pas à placer son voilier dans les meilleures conditions de marche possibles pour en tirer le maximum de rendement ? Un second volume est consacré au dessin, aux calculs et à la construction.

Depuis quelques années, on a vu apparaître sur le marché de nouveaux architectes qui ne sont pas tous sans talent, mais dont certains ont imaginé trouver dans cette profession le moyen de joindre l'utile à l'agréable. Combien de professions libérales peuvent-elles encore s'exercer sans diplôme, sans contrôle d'aucune sorte, dans la liberté la plus totale ?

D'autre part, une clientèle d'une « naïveté » souvent désarmante, n'ayant qu'une idée très lointaine de ses possibilités et de ses besoins réels, mal informée des coûts et des réalités de la construction navale, offrait un terrain de manœuvres ouvert à tous les abus et à toutes les escroqueries.

Le manque de tradition et de compétences de nombreux chantiers improvisés, incapables de juger de la valeur réelle des documents fournis et, éventuellement, d'y apporter les correctifs et surtout les compléments indispensables, enrichit une trilogie qui aboutit aujourd'hui à un nombre d'affaires judiciaires comme jamais la construction navale de plaisance n'en avait connues.

Car il est bien évident qu'il ne suffit pas de se dessiner un beau papier à lettres pour être architecte naval, même si l'on est passionné par la mer et les bateaux. La conjonction d'un grand nombre de qualités est en effet nécessaire pour cela. Malgré toutes les connaissances scientifiques et les moyens techniques dont on peut disposer aujourd'hui, lorsque l'on se trouve devant la planche à dessin et que l'on doit choisir telle valeur, telle caractéristique, telle courbe, plutôt que telle autre, c'est et ce sera toujours le don que l'on possède qui dictera la réponse.

Quelle que puisse être la puissance des moyens d'investigation, bassins de carènes, souffleries, programmes de calculs, ce sera toujours le « génie de l'homme qui tient le crayon » qui réalisera le compromis entre les multiples facteurs contradictoires qui entrent dans la conception d'un voilier.

Or ce don, s'il est cultivable, comme pour n'importe quel art, est aussi fondamental. L'étude de la documentation existante, l'observation attentive et critique sont indispensables mais ne sont que les outils de son perfectionnement.

Certains placent comme condition primordiale que l'architecte soit un marin. Personnellement, je ne le pense pas. On peut naviguer pendant des années sans rien comprendre au fonctionnement d'un voilier, d'ailleurs ce n'est pas à bord que l'on est le mieux placé pour en juger.

Ce que l'on apprend sur l'eau, ce sont les conditions réelles de la vie à bord d'un voilier et ses deux constantes fondamentales que sont le mouvement et la gîte d'une part, l'humidité d'autre part. Mais ces conditions, comme la perception physique des efforts auxquels sont soumis les éléments du bateau, la commodité d'utilisation du matériel, seraient à la limite plus nécessaires au constructeur qu'au concepteur.

C'est donc avant tout un don incluant le sens de l'eau et de la mer qui est indispensable au candidat architecte.

Est-ce cependant suffisant ? Certainement pas. Car, et c'est là ce qui manque le plus souvent à ceux qui s'improvisent architecte naval, il ne suffit pas de définir de bonnes caractéristiques, de dessiner des lignes parfaites, encore faut-il que cette conception abstraite puisse devenir une réalité cohérente, une construction durable, et pour cela il faut que l'architecte soit capable de la traduire, grâce au véhicule qu'est le dessin, en une chose concrète avec tous les détails nécessaires au constructeur.

Or, il n'est certainement aucun véhicule, aucune construction humaine, qui nécessite des connaissances aussi diverses et approfondies, d'autant de techniques et de technologies que la réalisation d'un voilier. Le plombier qui vient poser son installation dans une maison n'a pas besoin de connaissances très développées en maçonnerie ou en charpente, le poseur de moquette ne s'inquiète guère de ce qu'a pu faire l'électricien.

L'architecte naval doit tout connaître, du travail du bois et du métal au tissage de la toile à voile, de la chimie des plastiques à l'électricité, chacune de ces techniques, qui par ailleurs serait l'apanage d'un spécialiste, devant être adaptée ici aux conditions particulières imposées par le milieu,

sans parler des techniques spécifiques comme le greement par exemple. Le monde d'un bateau est si étroit que tous les éléments qui le composent s'interpénètrent sans fin.

Or, faute de pouvoir étudier successivement, par les méthodes habituelles, les différentes techniques nécessaires, ce qui d'ailleurs prendrait un temps beaucoup trop long et ne serait absolument pas adapté au but final, le futur architecte devra s'instruire sur le tas. Sa formation ne pourra donc être qu'auto-didactique, même si aujourd'hui de plus en plus d'organismes prétendent dispenser une formation et des « diplômes » d'architecte naval qui ne peuvent être que théoriques, ce qui conduit beaucoup de candidats à vouloir sauter les étapes.

L'expérience qu'ils acquièrent, c'est le client qui en fait les frais, et l'on sait à quel point ceux-ci peuvent parfois être élevés. Le bénéfice « financier » n'en revenant d'ailleurs que rarement au dit architecte, la majorité de la clientèle considérant généralement que les quelques « bouts de papier » qui lui sont remis sont toujours trop coûteux.

Le même client n'hésitant pas parfois, à payer très cher un plan standard, souvent périmé, d'un grand nom de l'architecture étrangère !

C'est d'ailleurs cette situation qui a pour beaucoup favorisé le développement d'officines d'architectes « au rabais » qui en ne fournissant qu'un plan de formes, un plan de voilure et un vague croquis d'aménagements peuvent proposer un « plan » à bas prix, tout en s'en sortant eux-mêmes très bien car le rapport prix/temps passé reste très élevé.

Au constructeur et au client de s'en sortir, s'ils en sont capables. Malgré la tentative de l'Institut Français des Architectes Navals d'assainir cette situation, l'architecture navale reste chez nous dans une position des plus anarchiques, que rien ne pourra modifier tant que la construction elle-même n'aura pas atteint la stabilité et la compétence nécessaires, et que la clientèle n'éprouvera pas le besoin de s'informer réellement, d'admettre certaines réalités et pour cela de laisser une partie de sa passion et de ses rêves faire place à un peu plus de raison.

Le but de ces ouvrages n'est donc pas de fournir à quelques-uns les moyens d'accéder à la profession dont ils rêvent mais de permettre à tous d'acquérir une connaissance plus approfondie de cette merveilleuse création qu'est un voilier.

1

LE MILIEU OÙ ÉVOLUE LE VOILIER

PARMI tous les véhicules existants, le voilier est sans aucun doute celui dont le comportement est le plus complexe. L'avion dans l'air ou le sous-marin dans l'eau tirent du fluide dans lequel ils se meuvent à la fois leur propulsion et leur sustentation. Le voilier, lui, ne peut utiliser la puissance qui lui est fournie par l'air en mouvement, que dans la mesure où il peut s'appuyer sur l'eau qui, par ailleurs, le supporte. En retour, son comportement sur l'eau sera affecté par les forces développées par l'air sur sa voilure. Il y a donc interaction constante de ces deux milieux, et c'est par la combinaison de leurs effets que le voilier peut se déplacer.

Il semble donc nécessaire pour pouvoir étudier le mécanisme du fonctionnement du voilier de commencer par connaître un peu mieux les caractéristiques des milieux où il évolue. Le vent et l'eau sont tous deux des fluides, c'est-à-dire des corps n'ayant pas de forme propre et facilement déformables. Leur altération absorbe cependant une certaine énergie. Les molécules qui les composent réagissent les unes sur les autres non seulement par pression mais aussi par frottement. Une action exercée sur un élément du fluide se transmet d'une façon progressivement atténuée aux éléments voisins, transformant en chaleur l'énergie ainsi absorbée. Cette résistance qu'offre le fluide à sa déformation est la viscosité. C'est pourquoi l'on qualifie ces fluides d'« imparfaits » par opposition au fluide théorique « parfait » sans viscosité.

A ▪ L'AIR ET LE VENT

1 L'AIR

L'air est un mélange de gaz, par conséquent il est compressible, mais cette caractéristique qui complique l'étude des écoulements n'intervient que lorsque leur vitesse atteint les régimes transsoniques ou que leur température est différente de celle ambiante. C'est pourquoi, si l'on considère comme négligeables des variations de volume spécifique de 1 %, l'écoulement de l'air à la température ordinaire ne différera pas de celui de l'eau jusqu'à une vitesse de 50 m/s ce qui est très supérieur au domaine normal qui nous intéresse (50 m/s = 180 km/h = force 15 Beaufort).

Toutes les études effectuées pour l'aéronautique des vols à faibles vitesses sont donc applicables au voilier et les lois qui régissent l'aéro et l'hydrodynamique sont alors les mêmes.

La *densité* de l'air pur et sec est de 0,001225 au niveau de la mer et à une température de 15°. La *masse spécifique*, caractéristique importante pour le calcul de la résistance ou de la pression produite par un fluide en mouvement, est le rapport entre le poids spécifique et l'*accélération de la pesanteur* **g**. Sa valeur $\varrho = 0{,}126$. Dans le système SI on considère la *masse volumique* dont la valeur $\varrho = 1{,}293$ kg/m³. La pression moyenne qui règne dans l'air au niveau de la mer est de 1,034 kg/cm² ou 1013 mb. Sa *viscosité* à

15° est $\mu = 0{,}00000181$ tandis que sa *viscosité cinématique*, qui représente le rapport entre la viscosité et la masse, est $\nu = 0{,}0000145$ m²/s. Cette caractéristique est utilisée dans l'étude des écoulements et de la résistance de frottement.

Toutes ces valeurs varient en fonction de la température, de la pression atmosphérique et de l'humidité de l'air, c'est pourquoi on constatera parfois des différences appréciables sur un plan d'eau soumis alternativement à un régime de vents continentaux, secs et chauds (en été) ou de vents maritimes, humides et plus frais (durant les autres saisons).

2 LE VENT ATMOSPHÉRIQUE

Il n'est pas question ici d'approfondir les phénomènes météorologiques donnant naissance au vent, ce sujet, à lui seul, fait l'objet d'excellentes études concernant aussi bien la partie purement physique (**1-2-3**), que ses implications sur le choix de la route et la tactique (**4**). Rappelons simplement que le vent est un déplacement des masses d'air dû à des différences de densités provoquées par des variations de pression ou de température, les masses plus lourdes (plus froides ou à pression plus élevée) chassant les masses plus légères.

Le vent moyen est soumis à des variations dues soit à des phénomènes météorologiques, ce sont les rafales ou les coups de vent, soit à des phénomènes physiques, les tourbillons, provoqués par le frottement de l'air sur le sol. En surface, l'espacement des perturbations apportées au courant général par les phénomènes météorologiques dans un régime instable se situe dans des plages de 1 000 à 2 000 m et 10 à 30 km et, de ce fait, conduiront le barreur à envisager une modification de réglage ou de cap ou même un changement d'amure au louvoyage.

En revanche, l'espacement des perturbations d'origine physique sera trop faible pour pouvoir être contrôlé par le barreur et de ce fait influera défavorablement sur le rendement global de la voilure.

Alors que les tourbillons de frottement n'intéressent au maximum qu'une hauteur de 10 m environ sur la mer, la combinaison des deux perturbations s'élève jusqu'à 1 500 m d'altitude, la hauteur moyenne admise étant de 600 m. La hauteur affectée par les perturbations sera d'autant plus grande que la surface sera plus mouvementée (sur le sol plus que sur la mer) et que le régime du vent sera moins stable. Rappelons que le régime est instable si l'air est plus froid que la surface ce qui se produit généralement le matin et stable s'il est plus chaud, comme c'est le cas dans la soirée. Le TABLEAU **1/I** représente bien ces différences.

La différence entre la vitesse du vent moyen et la vitesse maximum dans les rafales est d'autant plus grande que le vent moyen est faible et qu'il s'agit du jour plutôt que de la nuit ou d'un régime instable plutôt que stable. La vitesse du vent moyen telle qu'elle est donnée par les stations météorologiques doit donc être affectée d'un certain coefficient pour obtenir soit la vitesse maximum ou moyenne dans les rafales, soit une valeur plus réaliste ou moyenne pour le bateau. C'est cette vitesse dont on a généralement conscience et qui fait que le vent que l'on sent paraît toujours plus fort que celui annoncé. Le TABLEAU **1/II** donne le coefficient à appliquer en fonction de la force du vent pour le jour et la nuit. Il est important de connaître ces coefficients lorsque des calculs devront être effectués pour une force de vent donnée.

TABLEAU 1/I
HAUTEUR EN MÈTRES PERTURBÉE PAR LA TURBULENCE

RÉGIME NORMAL			RÉGIME STABLE		
Force du vent	Terre	Mer	Force du vent	Terre	Mer
1	150	100	1	65	30
2	350	200	2	200	100
3	600	400	3	400	250
4	900	600	4	500	350
5	1 200	900	5	650	500
6	1 500	1 200	6	800	600

TABLEAU 1/II
COEFFICIENTS DE CORRECTION DES VITESSES DU VENT

Force annoncée	Coefficient de maximum dans les rafales	Coefficient de moyenne dans les rafales	Coefficient de moyenne pour le bateau
• Jour			
3-4	2	1,6	1,8
5-6	1,8	1,5	1,25
7-8	1,6	1,5	1,25
• Nuit			
3-4	1,9	1,5	1,5
5-6	1,8	1,5	1,5
7-8	1,7	1,5	1,5

D'après A. WATTS — *Wind & Sailing Boats.*

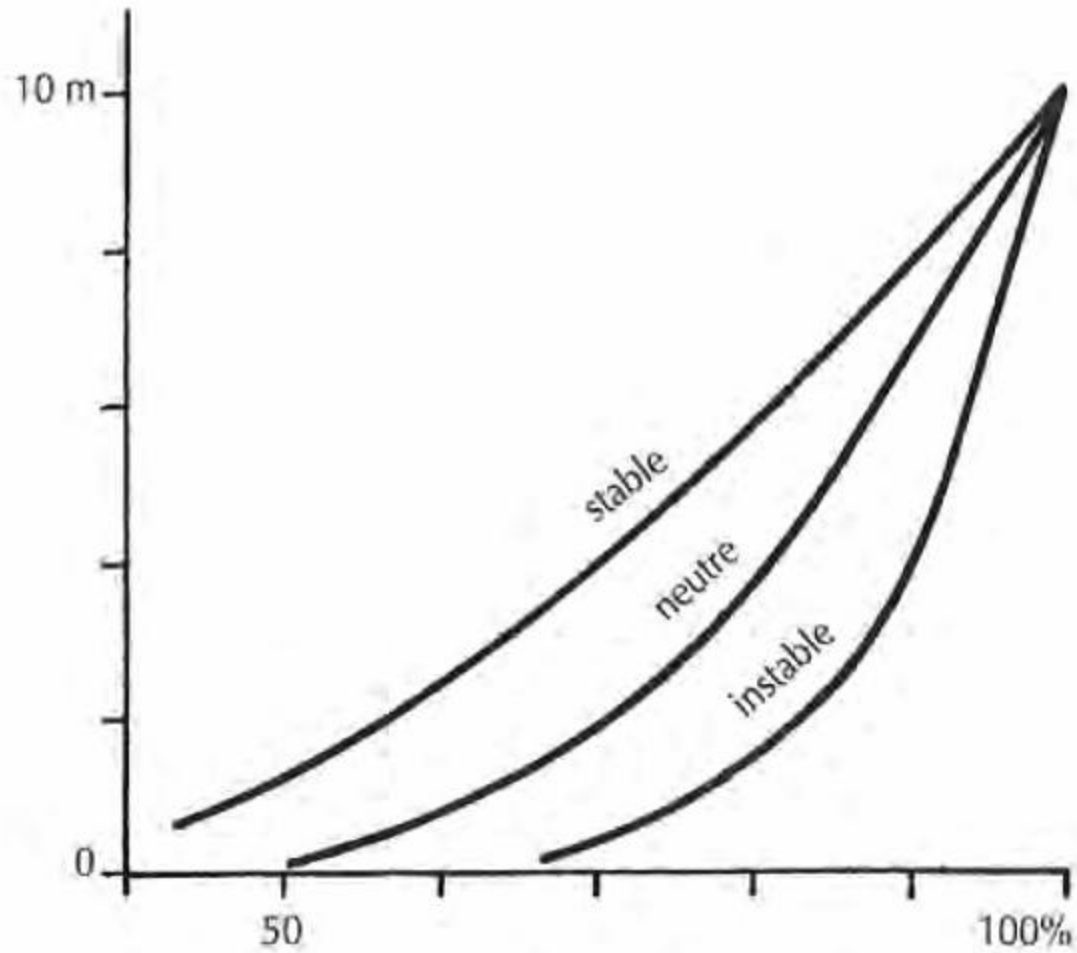


Fig. 1-1 • Variation du gradient du vent en fonction du régime.

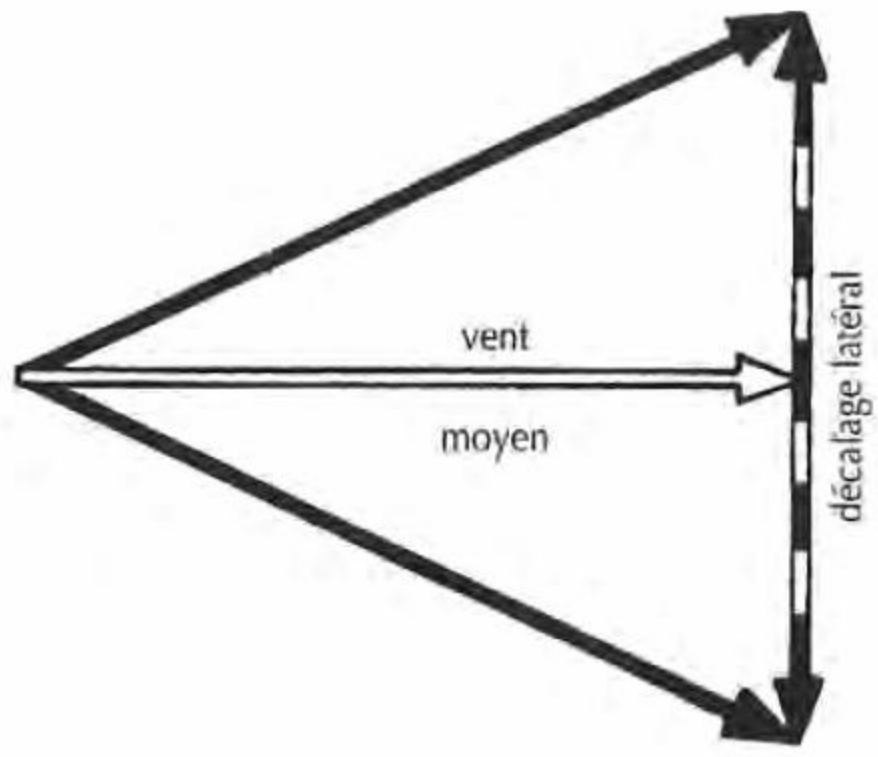


Fig. 1-2 • Le vent réel oscille constamment autour d'une position moyenne.

La variation de la vitesse à l'intérieur de la couche perturbée, ce que l'on appelle le *gradient* du vent, dépendra de deux facteurs importants : la rugosité de la surface et l'instabilité du régime.

D'autre part, le vent augmentera plus rapidement si le vent moyen est fort que s'il est faible.

La FIGURE **1-1** donne un exemple de gradient dans une couche de 10 m selon que le régime est stable, neutre ou instable. On voit que les différences peuvent être très importantes selon le régime, ce qui peut conduire à des interprétations aussi diverses lorsque l'on veut analyser le dévers d'une voile par exemple.

Les variations de vitesse du vent sont accompagnées de modifications de sa direction. Au contact de la surface ces modifications ne peuvent être qu'horizontales, en revanche l'on constate une diminution des variations horizontales et une augmentation relative des variations verticales au fur et à mesure que l'altitude s'accroît. Ainsi le rapport entre la vitesse longitudinale moyenne et la vitesse transversale (FIGURE **1-2**) qui est de 0,47 (moyenne sur 5 minutes) dans le sens horizontal à une altitude comprise entre 1 et 2 m décroît de 5 % à chaque fois que celle-ci est doublée et ce, jusqu'à 50 m. Le rapport vertical n'est lui que de 0,2 et diminue plus lentement, la variation étant d'autant plus rapide que le régime est moins stable.

Si l'on considère les variations à une échelle encore plus faible, de l'ordre de quelques secondes, on constate des différences de vitesse de l'ordre de ± 15 % environ et de direction de l'ordre de ± 5° environ avec une périodicité de 8 à 12 secondes.

On constate donc ici encore l'interaction des perturbations dues au frottement seul et de celles dues au phénomène météorologique.

Dans notre hémisphère le changement de direction s'effectue dans le sens des aiguilles d'une montre quand le vent force, pour revenir à sa direction initiale lorsqu'il retombe, pour les variations de longues périodes (plusieurs minutes).

En conséquence, il faut toujours se placer tribord amures dans les surventes. Pour le régatier, l'étude instantanée des variations du vent en force et direction sur la hauteur du gréement, est un facteur non seulement de définition du réglage des voiles, mais aussi de la prévision de l'évolution des conditions de vent et de la tactique, absolument indispensable.

On voit donc que la structure du vent réel est bien loin d'être uniforme. Il s'en suivra souvent des distorsions lorsque l'on comparera les performances réelles d'un bateau avec celles qui ont été calculées d'après les résultats obtenus en bassin ou en soufflerie.

L'échelle des vitesses du vent a été graduée en « forces » au cours d'un congrès international qui s'est tenu en 1946. Les vitesses sont mesurées à une hauteur de 10 m et classées selon une échelle de forces appelée « échelle de BEAUFORT » du nom de l'amiral anglais qui la définit le premier en 1806 sur la base de la vitesse des vaisseaux de ligne. Le TABLEAU **1/IV** donne pour les différentes forces, les vitesses correspondantes en nœuds, kilomètres/heure et mètres/seconde.

Il donne également la *pression dynamique* moyenne $q = 0{,}5\,\varrho\,V^2$ en kg/m². Celle-ci permet de calculer la force

TABLEAU 1/III

EFFETS COMPARÉS DES VENTS SELON L'ÉCHELLE DE BEAUFORT

Force	Sur terre	Sur mer	Moyenne de hauteur des vagues (sur 1 000)	Sur les bateaux en promenade, ou en croisière
0	Les fumées montent à la verticale.	Mer plate, sans rides, comme un miroir.	0	Idéal pour les bateaux à moteur.
1	Les feuilles des arbres s'agitent.	Légères rides sans crêtes.	0,1 m	Les voiliers commencent à se déhaler.
2	Les pavillons se déploient.	Vaguelettes avec des crêtes vitreuses, la mer se fonce.	0,2 m	Les dinghies à moteur cognent dans le clapot, sur les petits cruisers, les mouvements sont encore agréables. Sur les dériveurs les équipiers sont assis au vent. Les voiliers de croisière portent toute leur voilure avec les génois légers.
3	Les longues branches commencent à bouger.	Petites vagues avec crêtes déferlantes. Apparition de quelques moutons.	0,6 m	Les dinghies à moteur réduisent leur vitesse. Sur les dériveurs, les équipiers commencent à faire du rappel. Les génois légers sont remplacés par de plus lourds.
4	Les peupliers commencent à bouger, la poussière vole.	Les vagues s'allongent, les moutons sont plus nombreux.	1 m	Les dinghies à moteur doivent rentrer. Les mouvements sur les petits cruisers commencent à être désagréables. Sur les dériveurs, les équipiers font le maximum de rappel, ils sont au trapèze. Sur les croiseurs, on change les génois contre les focs et on prend un ris.
5	Le vent siffle dans les fils télégraphiques	Vagues bien formées, moutons serrés et crêtes arrachées par le vent.	2 m	Les petites vedettes se mettent à l'abri ou face aux lames à vitesse lente. Les dériveurs prennent des tours et l'équipier reste au trapèze. Sur les grands bateaux, les focs sont réduits et les artimons rentrés.

TABLEAU 1/III

EFFETS COMPARÉS DES VENTS SELON L'ÉCHELLE DE BEAUFORT

Force	Sur terre	Sur mer	Moyenne de hauteur des vagues (sur 1 000)	Sur les bateaux en promenade, ou en croisière
6	Tous les arbres s'agitent, les fils télégraphiques sifflent violemment.	Grandes vagues avec de l'écume sous les crêtes. Quelques embruns.	3 m	Sauf les grosses vedettes, les bateaux à moteur doivent être à l'abri. Sur les petits dériveurs, l'équipage navigue avec la grand-voile arisée. Sur les petits croiseurs, on porte la grand-voile à 2 ris et le foc n°2. Sur les gros bateaux, la grand-voile est arisée et les focs réduits.
7	Les arbres sont fortement agités.	Les crêtes brisent, les embruns volent dans l'air en formant des traînées.	4 m	Les grosses vedettes se mettent à la cape, si elles n'ont pu s'abriter. Les dériveurs sont sous grand-voile seule arisée ou foc seul. Les gros bateaux font route sous grand-voile à 3 ris et tourmentin.
8	Des branches d'arbres sont arrachées, les volets claquent, des petites branches et des objets légers sont emportés.	Les crêtes sont transformées en rouleaux, de longues mèches d'écume sont arrachées par le vent.	5,5 m	Seuls les gros voiliers peuvent encore tenir la mer, mais la plupart sont à la cape ou en fuite.
9 et 10	Les cheminées sont abattues, les petits arbres sont déracinés, les toitures peuvent être endommagées.	Les vagues sont de plus en plus fortes, elles déferlent partout, la visibilité est réduite par les embruns qui emplissent l'air. L'écume se forme en grands bancs dans le lit du vent.	7 à 9 m	Il devient dangereux de tenir la mer. Les gros paquebots se mettent à la cape ou en fuite.
11 et 12	Les arbres sont arrachés, les toitures emportées. Les digues sont défoncées par des raz-de-marée. Dans les ports, les bateaux arrachent leurs amarres.	La mer est toute blanche, les bancs d'écume dérivent dans le vent. Les navires petits et moyens disparaissent par moments derrière les vagues. La visibilité est très réduite.	11 à 14 m	Les grands bateaux peuvent subir des avaries dans leurs superstructures.

$F^* = C \times q \times S$ développée sur n'importe quel profil si l'on connaît le coefficient **C** correspondant à l'angle d'incidence sous lequel le vent l'atteint.

Par exemple, pour une plaque de 1 m² placée perpendiculairement au vent, le coefficient de traînée étant de 1,17 environ, la pression dynamique donne une poussée de 0,06 kg pour la force 1, de 1, 4 kg pour la force 3, et de 6,3 kg pour la force 5.

On notera que la pression dynamique croît comme le carré de la vitesse, c'est-à-dire que lorsque le vent double de vitesse, la force exercée sur la voilure est quatre fois plus grande. Cela explique la violence avec laquelle on ressent toujours une rafale.

Lorsqu'on ne dispose pas de moyens de mesure, le TABLEAU **1/III** donne des éléments d'appréciation de la force du vent et des mesures à prendre. Mais comme nous l'avons vu, le vent n'étant pas régulier, il faudra tenir compte du fait que les pointes de vent maxima auront une vitesse comprise entre 1,5 et 2 fois le vent moyen.

* Pour obtenir F en kg on prend pour ϱ la valeur de la *masse spécifique*. Pour obtenir F en newton (dans le système SI) on prend pour ϱ la valeur de la *masse volumique*.

3 LE VENT APPARENT

Le *vent atmosphérique* ou *réel*, n'est cependant pas celui qui agira directement sur les voiles, sauf lorsque le bateau est arrêté. En effet, dès que celui-ci avance il crée son propre *vent relatif*.

Lorsque l'on court, ou que l'on roule sur une bicyclette ou dans une voiture découverte, on ressent sur le visage un courant d'air même si par ailleurs c'est le calme le plus plat. Ce vent relatif que l'on ressent, dû à la vitesse du déplacement, possède une vitesse égale à celui-ci mais, par rapport à nous, il est de sens opposé (FIGURE **1-3**).

Suivant la direction et la vitesse relatives du vent atmosphérique et du vent relatif (c'est-à-dire du bateau) la direction et la vitesse du vent apparent vont être modifiées (FIGURE **1-5**).

De plus chaque variation de l'un des deux éléments (vent atmosphérique ou vent relatif), en grandeur ou en direction, va affecter le vent apparent (FIGURE **1-6**). On voit qu'en règle générale le vent apparent est toujours plus de l'avant que le vent réel, tandis que sa vitesse sera plus grande en avant du vent de travers et plus faible en arrière, la limite dépendant du rapport entre les vitesses du vent réel et du vent relatif.

TABLEAU 1/IV
ÉCHELLE DE BEAUFORT

Force	Désignation	Vitesses en nœuds	Vitesses en km/h	Vitesses en m/s	Pression dynamique moyenne kg/m²
0	calme	0 - 1	0,5 - 1,5	0 - 0,2	0
1	très légère brise	1 - 3	1,6 - 5	0,3 - 1,5	0,05
2	légère brise	4 - 6	6 - 11	1,6 - 3,3	0,4
3	petite brise	7 - 10	12 - 19	3,4 - 5,4	1,2
4	jolie brise	11 - 16	20 - 28	5,5 - 7,9	2,9
5	bonne brise	17 - 21	29 - 38	8 - 10,7	5,4
6	vent frais	22 - 27	39 - 49	10,8 - 13,8	9,5
7	grand frais	28 - 33	50 - 61	13,9 - 17,1	15,2
8	coup de vent	34 - 40	62 - 74	17,2 - 20,7	22,8
9	fort coup de vent	41 - 47	75 - 88	20,8 - 24,4	32,2
10	tempête	48 - 55	89 - 102	24,5 - 28,4	44,2
11	violente tempête	56 - 63	103 - 117	28,5 - 32,6	58,7
12	violente tempête	64 - 71	118 - 133	32,7 - 36,9	77,2
13	»	72 - 80	134 - 149	37 - 41,4	96,8
14	»	81 - 89	150 - 166	41,5 - 46,1	121
15	»	90 - 99	167 - 183	46,2 - 50,9	145
16	»	100 - 108	184 - 201	51 - 56	180
17	»	109 - 118	202 - 220	56,1 - 61,2	215

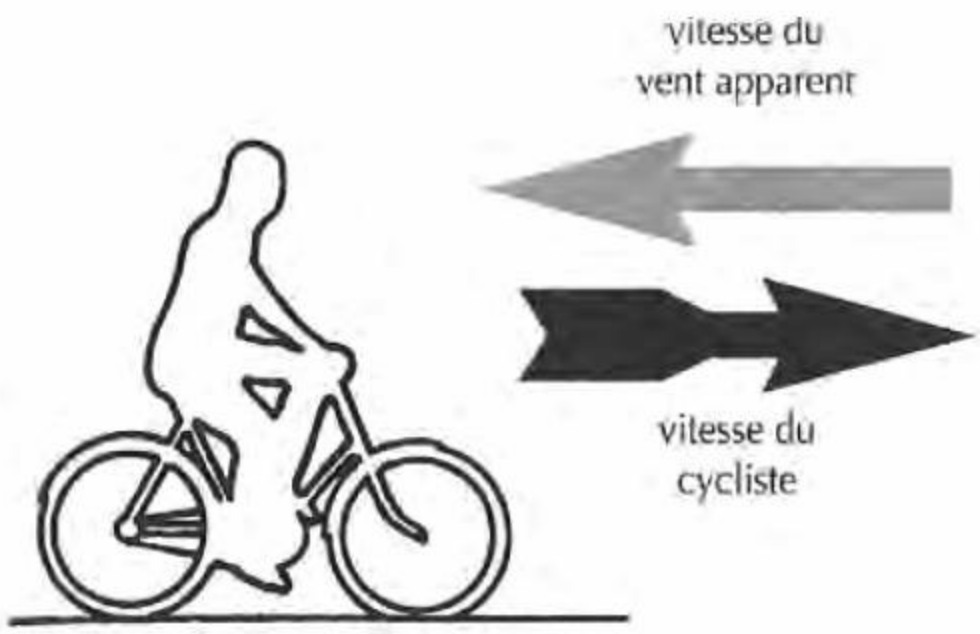


Fig. 1-3 • Pour un cycliste se déplaçant sur une route un jour sans vent, le vent apparent a une vitesse égale à sa propre vitesse, mais sa direction est opposée.

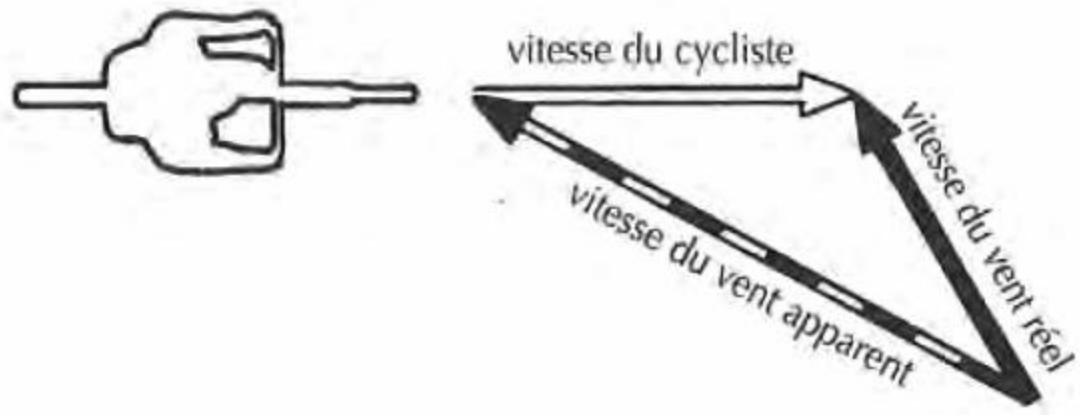


Fig. 1-4 • Pour le même cycliste circulant un jour où le vent souffle de 3/4 avant, le vent apparent est la résultante du vent réel et de sa propre vitesse.

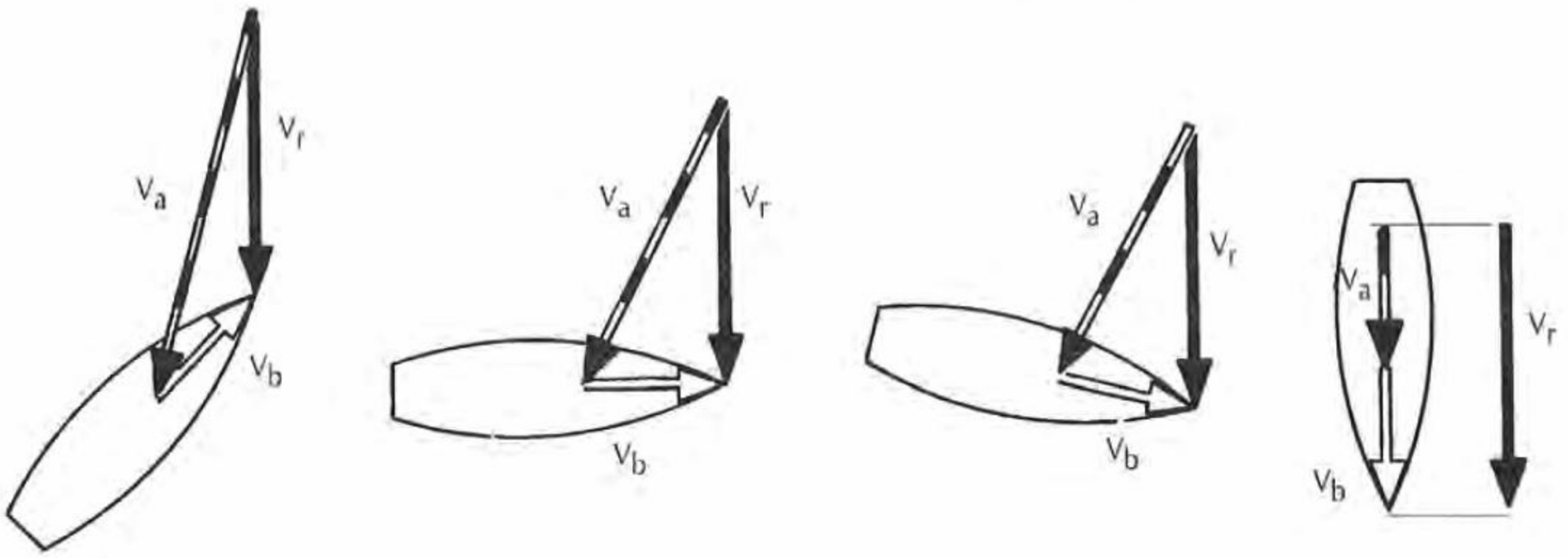


Fig. 1-5 • Pour des vitesses constantes du bateau et du vent réel, la vitesse et la direction du vent apparent changent de façon continue selon l'allure. Plus fort que le vent réel au près, il devient plus faible passé le vent de travers, mais il vient toujours plus de l'avant, sauf bien sûr au plein vent arrière.

Les variations du vent réel, ses turbulences, seront donc amplifiées aux angles d'incidence où l'on cherche justement le plus de précision dans les réglages.

Il existe entre les 3 vecteurs, vitesse du vent réel $\mathbf{V_r}$, vitesse du voilier $\mathbf{V}$ et vitesse du vent apparent $\mathbf{V_a}$, et les angles du vent réel γ et du vent apparent ß avec la route ou $(\gamma\text{-}\lambda)$ et $(ß\text{-}\lambda)$ avec l'axe du bateau (FIGURE 1-7) un certain nombre de relations mathématiques.

C'est ainsi que connaissant $\mathbf{V}$, fourni par le speedomètre, $\mathbf{V_a}$, fourni par l'anémomètre, $(ß\text{-}\lambda)$ donné par la girouette et estimant λ on peut calculer $\mathbf{V_r}$ et γ :

$$\text{tg } \gamma = \mathbf{V_a} \sin ß/(\mathbf{V} - \mathbf{V_a} \cos ß)$$

$$\mathbf{V_r} = \sqrt{(\mathbf{V_a}^2 + \mathbf{V}^2 - 2\,\mathbf{V_a}\,\mathbf{V} \cos ß)} = \mathbf{V_a} \sin ß/\sin \gamma$$

On peut prévoir également quels seront la force et l'angle du vent apparent $\mathbf{V_a}$ et ß en connaissant ceux du vent réel $\mathbf{V_r}$, γ, et la vitesse prévisible du voilier $\mathbf{V}$:

$$\left.\begin{aligned} \text{tg } ß &= \mathbf{V_r} \sin \gamma\,(\mathbf{V} \pm \mathbf{V_r} \cos \gamma) \\ \mathbf{V_a} &= \sqrt{\mathbf{V_r}^2 + \mathbf{V}^2 \pm 2\mathbf{V_a}\,\mathbf{V} \cos \gamma} \end{aligned}\right\} + \text{si } \gamma < 90°$$

$$\mathbf{V_a} = \mathbf{V_r} \sin \gamma/\sin ß \qquad - \text{si } \gamma > 90°$$

Ces formules sont à la base des résultats fournis par les centrales de navigation. Malheureusement la précision des données qui, pour le vent, résulte de mesures effectuées en tête de mât, sont affectées par diverses perturbations provoquées par la gîte, le roulis et le tangage, la déflexion du vent par les voiles et, pour le bateau, par l'évaluation de l'angle de dérive, les perturbations dans l'écoulement de la couche limite où s'effectue la mesure de la vitesse, enfin par la correction des erreurs du compas. Tous ces facteurs doivent être compensés par des corrections ou des amortissements très délicats à définir, et doivent être vérifiés régulièrement par des étalonnages des capteurs.

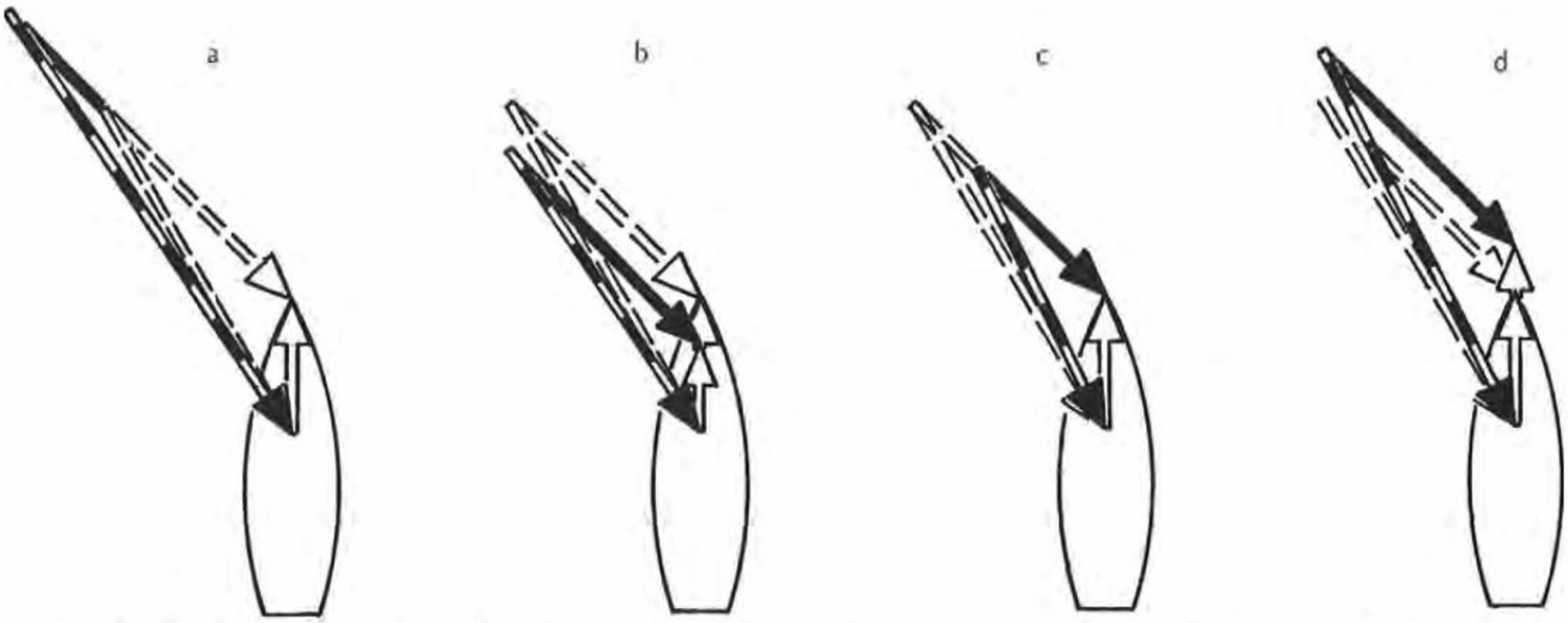


Fig. 1-6 • Une variation de la vitesse du bateau ou du vent réel provoque toujours une modification du vent apparent en vitesse et en direction. Voici quatre exemples :
a • Le vent réel force, le vent apparent force également et adonne. On peut selon les besoins loffer ou conserver le cap et laisser le bateau accélérer.
b • Le bateau est freiné par une vague, le vent apparent diminue mais adonne. C'est pourquoi il faut loffer en montant à la lame.
c • Le vent réel faiblit, le vent apparent diminue également et de plus refuse. Si l'on est déjà à l'angle d'incidence limite des voiles, une seule solution : laisser porter.
d • Le bateau accélère (sur le dos d'une vague par exemple), le vent apparent force mais refuse. Il faut border les voiles, mais si celles-ci sont déjà à l'angle d'incidence limite il faut laisser porter.

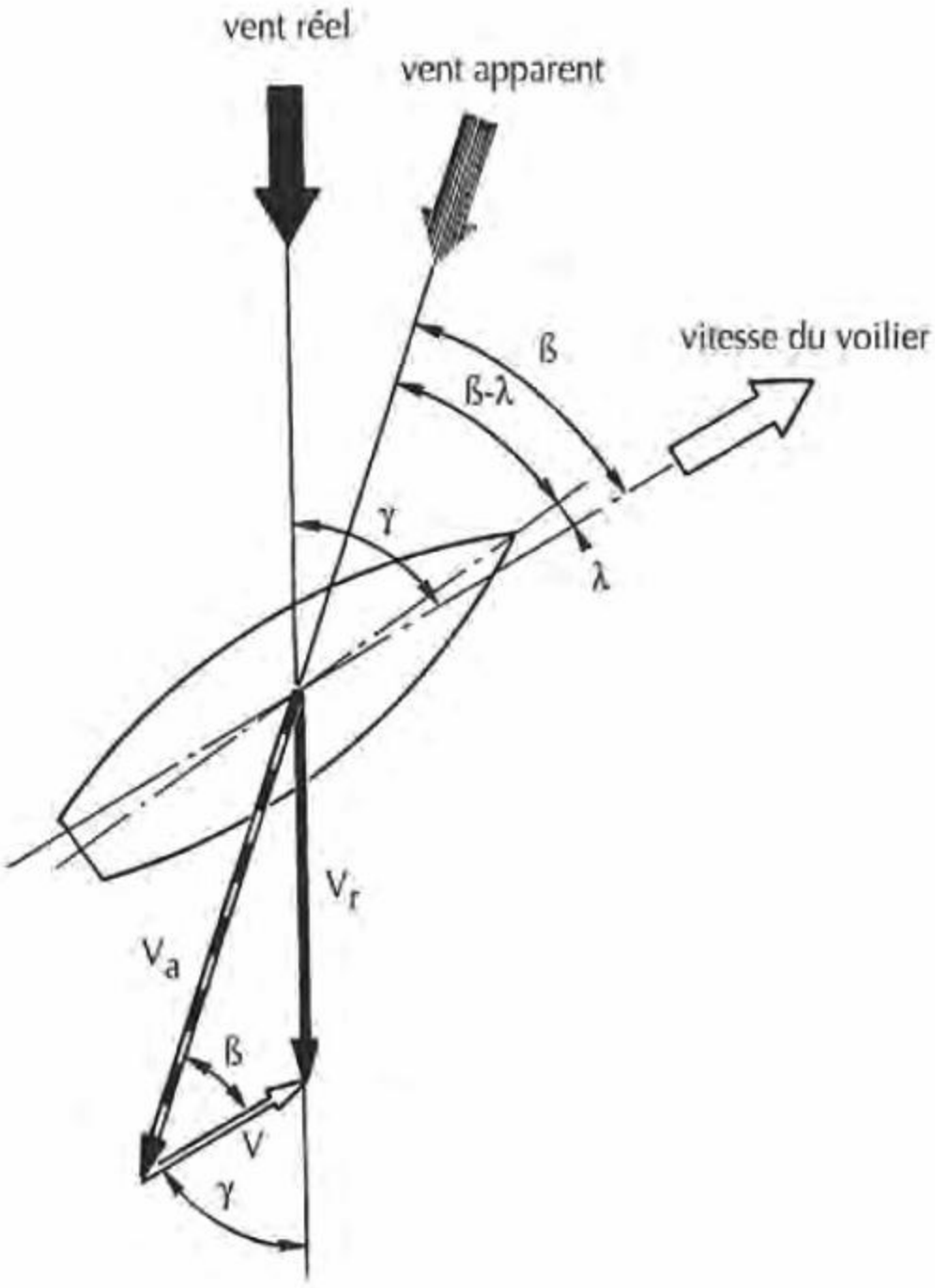


Fig. 1-7 • Définition des angles et des vecteurs vitesse entrant dans la combinaison vent réel, vent apparent et vitesse du bateau.

B ▪ L'EAU ET LES VAGUES

1 L'EAU

Pour l'eau nous aurons besoin de connaître les mêmes caractéristiques que pour l'air. Mais il faudra distinguer l'eau douce et l'eau de mer. On prend pour référence une température de 15° C et pour l'eau de mer une salinité de 35 ‰. La *densité* ou poids spécifique **S** est voisine de 1 pour l'eau douce (exactement 0,998) et de 1,026 pour l'eau salée. Un corps plongé dans l'eau douce déplacera donc un volume d'eau plus important que dans l'eau de mer. La densité varie plus avec la température qu'avec la salinité.

C'est ainsi qu'aux pôles où la salinité et la température (4° environ) sont faibles, du fait de l'apport important d'eau douce provenant de la fonte des glaces, la densité est cependant maximum.

La *masse spécifique* ρ est de 102 pour l'eau douce et 104,6 pour l'eau de mer. Si on compare ces valeurs avec celles de l'air on voit que la résistance au déplacement (qui est fonction de ρ) est donc 816 fois plus grande dans l'eau

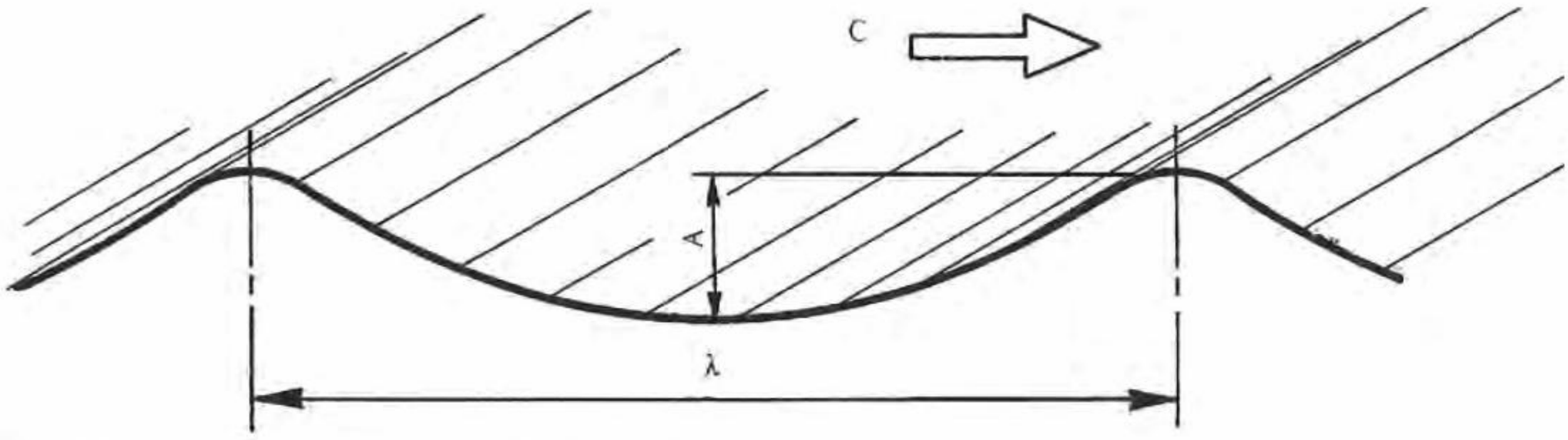


Fig. 1-8 • Les différentes caractéristiques d'une houle cylindrique :
C : célérité ou vitesse
A : double amplitude ou hauteur de crête à creux
λ : longueur ou distance entre crêtes

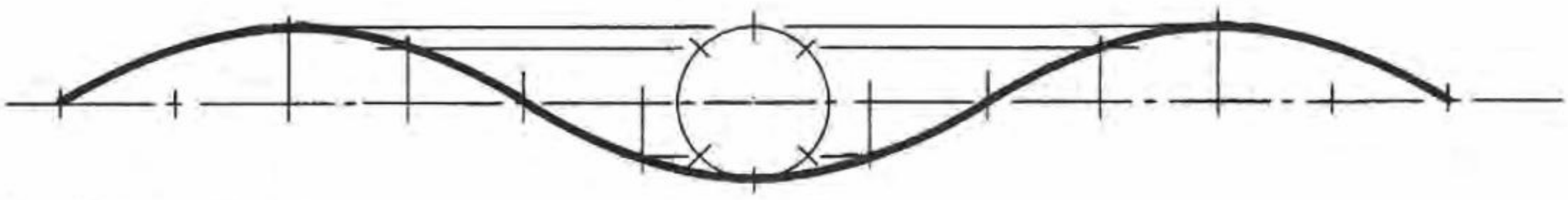


Fig. 1-9 • Profil d'une houle sinusoïdale.

que dans l'air, ou encore que pour une même résistance à l'avancement, la vitesse (qui intervient au carré) devra être 28,6 fois plus grande dans l'air que dans l'eau.

La *viscosité* de l'eau de mer est bien sûr plus forte que celle de l'eau douce mais ici encore c'est la température qui provoque le plus de variations.

Les viscosités sont respectivement $\mu = 0{,}000116$ et $\mu = 0{,}000122$ et les *viscosités cinématiques* $\nu = 0{,}00000114$ m²/s et $\nu = 0{,}00000119$ m²/s pour l'eau douce et l'eau salée à 15 °C.

Selon la température, la pression et la salinité, la viscosité de l'eau est 65 à 70 fois plus grande que celle de l'air.

2 LES VAGUES

L'architecte naval se trouve confronté avec deux sortes de vagues, celles provoquées par le déplacement de la coque et qui ont absorbé une bonne part de la puissance nécessaire à la propulsion et les vagues naturelles de l'océan.

Ces deux types de vagues ont en commun un certain nombre d'éléments théoriques qu'il est important de connaître aussi bien pour l'étude de la résistance à l'avancement des carènes que pour celle des mouvements du navire, de sa stabilité et de l'interférence entre ces phénomènes. La vitesse d'un voilier, dont la puissance est toujours limitée au rendement de sa voilure à l'instant considéré, se voit en effet réduite dès que la moindre vague vient perturber son équilibre.

Enfin la dimension des vagues et les divers facteurs qui y sont associés peuvent représenter une limite pour la sécurité des navires.

Une perturbation d'origine quelconque de la masse liquide entraîne la formation d'une onde progressive s'éloignant du centre de la perturbation en oscillations libres. En mer ces oscillations libres constituent la houle qui, à une distance suffisamment grande, présente l'aspect d'une onde rectiligne dont les génératrices, perpendiculaires à la direction de la progression, sont parallèles entre elles comme celles d'un cylindre (FIGURE **1-8**). Cette onde est caractérisée par sa longueur λ, distance entre deux crêtes successives, par sa période **T**, temps séparant le passage entre elles en un même point, par sa célérité **C**, vitesse de propagation et par sa hauteur (ou creux) **A**, double amplitude du déplacement vertical des particules.

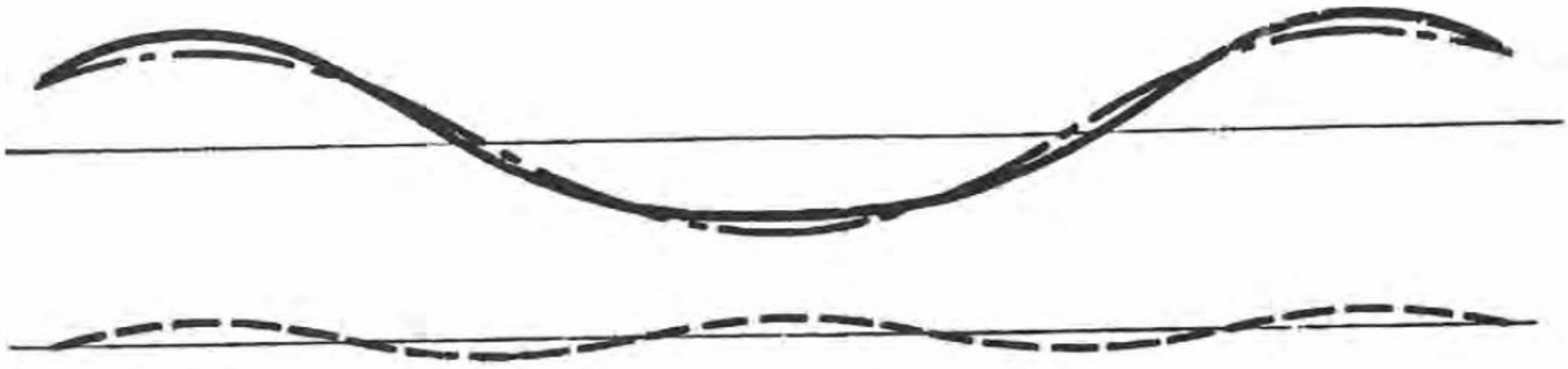


Fig. 1-10 • Comparaison des profils d'une houle sinusoïdale pure (trait mixte) et d'une houle de STOKES formée par la superposition à la première d'une houle ayant une longueur égale à $\lambda/2$.

a ▪ Forme de la houle

En théorie, on considère que la forme de l'ondulation peut correspondre à différentes courbes mathématiques. La plus simple, applicable quel que soit le rapport entre la hauteur et la longueur de la houle, est la *sinusoïde* (FIGURE **1-9**). Elle ne correspond pas exactement à la forme réelle, mais elle permet d'étudier plus facilement les différentes composantes des vagues irrégulières de la surface de la mer et les relations entre la rencontre des vagues et les mouvements du bateau. Mais, à la limite, elle peut s'appliquer à des houles de hauteur infinie ce qui ne correspond pas à la réalité. On observe en particulier que les creux sont toujours plus plats et les crêtes plus aiguës et que celles-ci atteignent assez rapidement une forme en arête.

Pour obtenir un profil plus compatible avec la réalité, un premier moyen consiste à superposer à la sinusoïde d'origine une harmonique de période moitié plus faible, on obtient alors la houle dite de STOKES, du nom du mathématicien qui l'a formulée (FIGURE **1-10**). La courbe prend une forme à rebroussement avec un angle de 120° lorsque l'amplitude **A** atteint la valeur critique de 0,14 λ (FIGURE **1-11**).

Dans ce type de houle, au mouvement orbital circulaire des molécules se superpose un mouvement longitudinal dans le sens du mouvement qui peut atteindre 2 à 3 % de la célérité et peut par conséquent modifier grandement la vitesse des molécules dont la trajectoire n'est plus circulaire.

Pour éviter cet inconvénient, on a généralement recours à une troisième forme, étudiée par GERSTNER, et entrant dans la famille des courbes *cycloïdes*, la *trochoïde*.

Cette courbe (FIGURE **1-12**) est définie par le déplacement d'un point situé sur un cercle de rayon $\mathbf{r} = A/2$ intérieur à un autre cercle de rayon $\mathbf{R} = \lambda/2\pi$, roulant sous une droite parallèle au plan de repos.

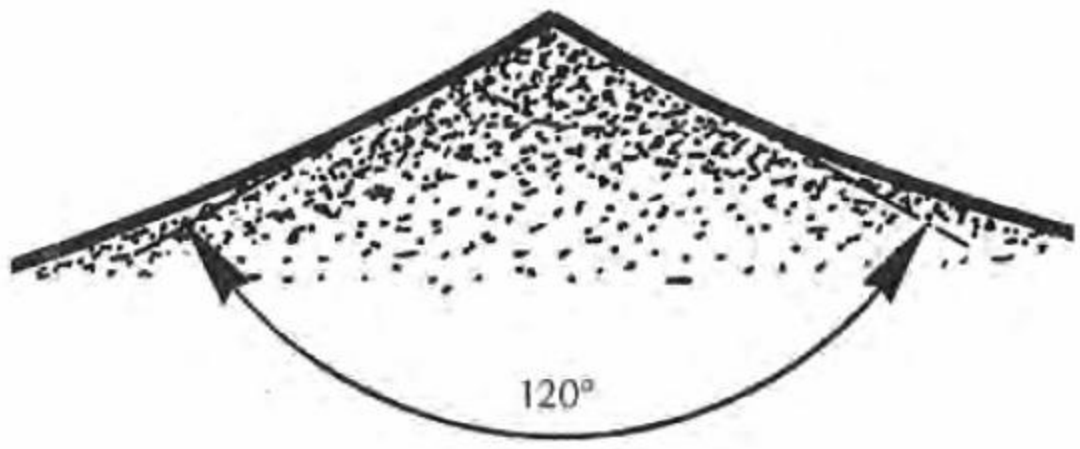


Fig. 1-11 • A la limite, le profil de la crête d'une houle de STOKES forme un angle de 120°, lorsque **A** # 0,14 λ, assez proche de la houle réelle.

La FIGURE **1-13** montre qu'au cours du passage de l'onde une particule de la surface décrit bien dans l'espace un cercle dont le diamètre est égal à la hauteur de l'onde et la rotation de même sens que le déplacement.

Un bouchon flottant à la surface s'avancera donc sur la crête de la vague puis reculera dans le creux pour revenir à la verticale de son point initial, il continuera à reculer après le passage du creux pour avancer à nouveau jusqu'à son point de départ à l'approche de la crête suivante. Il aura donc un mouvement alternatif longitudinal et vertical autour d'une position fixe.

La courbe atteint une limite lorsque $\mathbf{r} = \mathbf{R}$ et par conséquent = $\lambda/2\ \pi$ soit 0,16 λ. La crête est alors beaucoup plus aiguë que dans le profil de STOKES (FIGURE **1-14**). Comme pour celle-ci, du fait de la dissymétrie verticale entre les crêtes et les creux, pour conserver des volumes égaux, l'axe du centre de l'orbite doit se trouver au-dessus du niveau moyen d'une quantité $\mathbf{h} = \mathbf{r}^2/2\mathbf{R}$ ou $\pi\mathbf{r}^2/\lambda$ (FIGURE **1-15**).

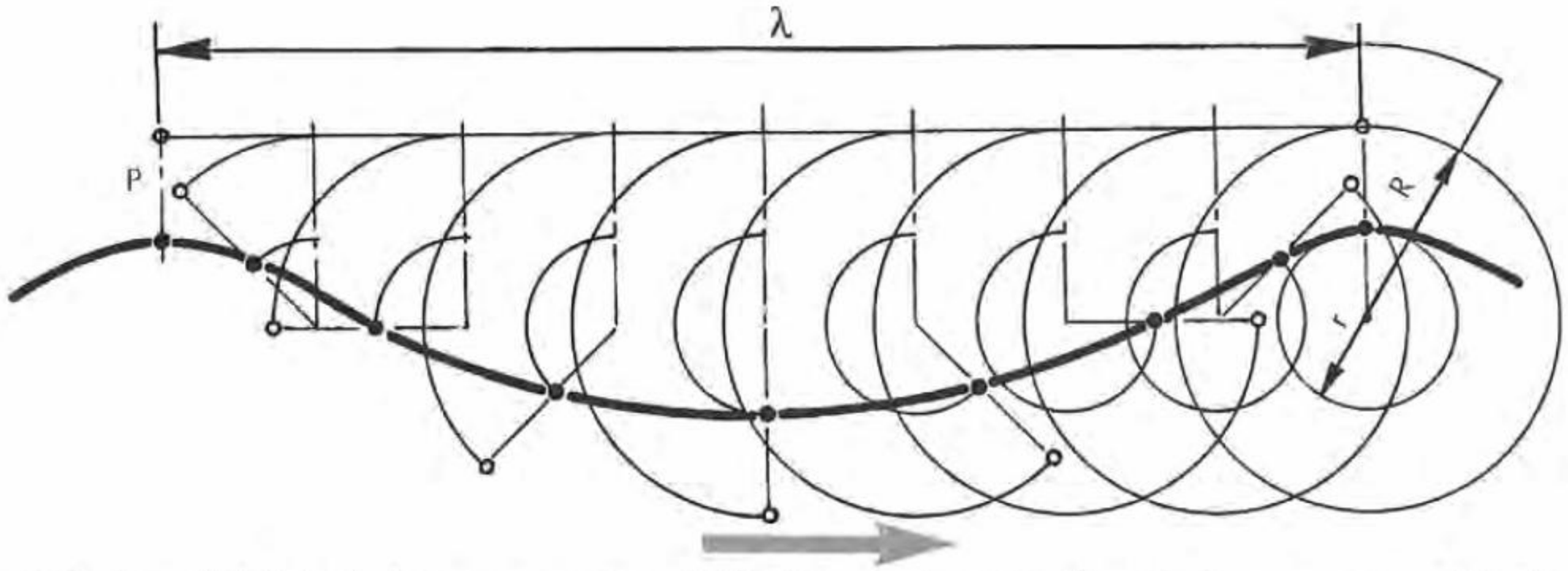


Fig. 1-12 • Le profil de la houle de GERSTNER est une trochoïde obtenue par la rotation d'un point **P** sur une rayon **r** = **A**/2 solidaire d'un cercle de rayon **R** = $\lambda/2\,\pi$, roulant sous une droite parallèle au déplacement.

A part cela, toutes les autres caractéristiques sont similaires à celles de la houle sinusoïdale.

De façon générale, pour une houle qui n'est pas déformée par la présence d'un haut-fond on trouve les relations suivantes entre ses diverses caractéristiques.

La *célérité* $\mathbf{C} = \sqrt{g\lambda/2\pi} \cong 1{,}25\ \sqrt{\lambda}$*. La longueur $\lambda = \mathbf{C}^2\ 2\pi/\mathbf{g} \cong 0{,}64\ C^2$. La *période* $\mathbf{T} = \sqrt{2\pi\lambda/\mathbf{g}} \cong 0{,}8\ \sqrt{\lambda}$. Au lieu de la période on considère parfois la *fréquence circulaire* $\omega = 2\pi/\mathbf{T}$. La *vitesse circonférentielle* d'une molécule $\mathbf{v} = \pi\mathbf{A}/\mathbf{T}$ ne doit surtout pas être confondue avec la célérité.

Cette vitesse circonférentielle due au mouvement orbital des molécules d'eau revêt une grande importance pour l'étude de la stabilité et de la stabilité de route dans les vagues, puisque la vitesse propre du bateau viendra se composer avec celle de l'eau provoquant des différences importantes de vitesse relative. En surface, l'eau se déplacera dans le sens de la vague sur les crêtes et dans le sens contraire dans les creux (FIGURE 1-16). Il ne faut pas confondre ce déplacement des molécules avec le courant de surface provoqué par le vent que nous étudierons plus loin.

Un bateau naviguant dans le sens des vagues, sera placé, sur les crêtes, dans une eau se déplaçant dans le même sens que lui, il restera ainsi plus longtemps dans ce courant favorable que dans le courant contraire qu'il rencontrera dans les creux.

Il en tirera donc un gain de vitesse globale. A la limite, si la somme de la vitesse du bateau sur l'eau et de la vitesse circonférentielle est égale à la célérité, le bateau se maintient sur le sommet de la vague et sa vitesse sur le fond est alors très supérieure à ce qu'elle serait en eau plate.

L'effet contraire se fera bien sûr sentir lorsque le bateau progressera contre les vagues, bien que la différence sera proportionnellement moins grande.

* En mètres et secondes, **g** accélération de la pesanteur = 9,81 m/s².

Les différences de vitesse constatées seront encore augmentées par la pente de la vague, l'effet étant analogue à celui provoqué par le mouvement orbital.

Il est possible de calculer théoriquement la vitesse sur le fond corrigée pour chaque point de la vague (5).

Entre ces positions extrêmes des molécules (haute et basse) la vitesse de celles-ci prendra des directions variables perpendiculaires au rayon **r** correspondant et illustrées sur la FIGURE 1-17. Les directions de cette vitesse auront une grande importance sur le comportement du voilier ainsi que nous le verrons au dernier chapitre.

Il est important de connaître également les effets du mouvement orbital sur l'accélération à laquelle est soumise le navire. Un corps se déplaçant en un mouvement circulaire est soumis à une accélération centrifuge (dirigée vers l'extérieur).

On démontre que, dans le cas des molécules d'eau de la vague, la combinaison de cette accélération centrifuge avec l'accélération de la pesanteur donne une résultante toujours perpendiculaire à la surface, inférieure à **g** dans la crête et supérieure dans le creux. L'accélération centrifuge $\mathbf{a} = \mathbf{v}^2/\mathbf{r}$ ou $\mathbf{a} \cong 20\ \mathbf{A}/\mathbf{T}^2$. Pour une vague de 3,60 m se déplaçant à 18,9 nœuds par exemple, l'accélération centrifuge à laquelle sera soumise une molécule de la surface sera de 0,2 **g** et l'accélération résultante passera de 0,8 **g** au sommet des crêtes à 1,2 **g** au fond des creux.

Pour le navire il en résulte une diminution du poids apparent sur les crêtes (et par conséquent une perte de stabilité) (FIGURE 1-24) et inversement dans les creux. Cette différence peut atteindre un rapport de 1,5/1.

Ces divers effets dus au mouvement orbital des molécules dans une vague expliquent les phénomènes de « surfing » entraînant des accroissements de vitesse importants (6), ainsi que de nombreuses perturbations rencontrées dans

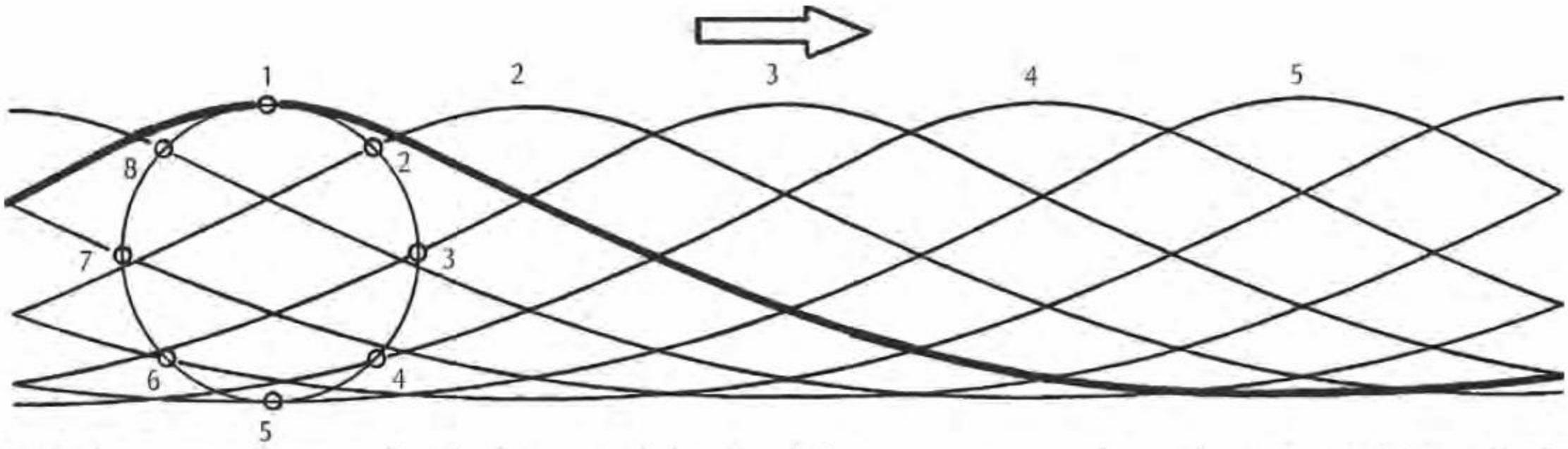


Fig. 1-13 • Au cours du passage d'une houle, un point de la surface de la vague occupe successivement les positions 1, 2, 3, ... **n** constituant un cercle dont le diamètre est égal à l'amplitude.

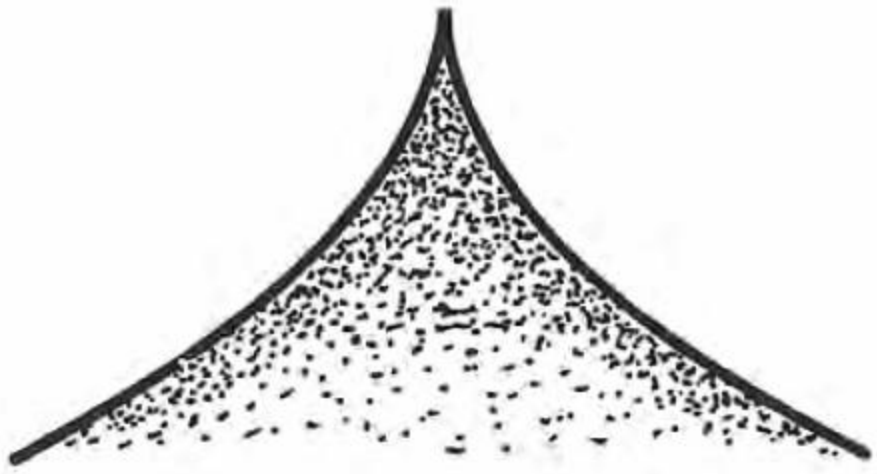


Fig. 1-14 • A la limite, lorsque **r** = **R**, le profil de la trochoïde devient une simple cycloïde avec un point de rebroussement correspondant à la crête, peu vraisemblable pour une houle réelle.

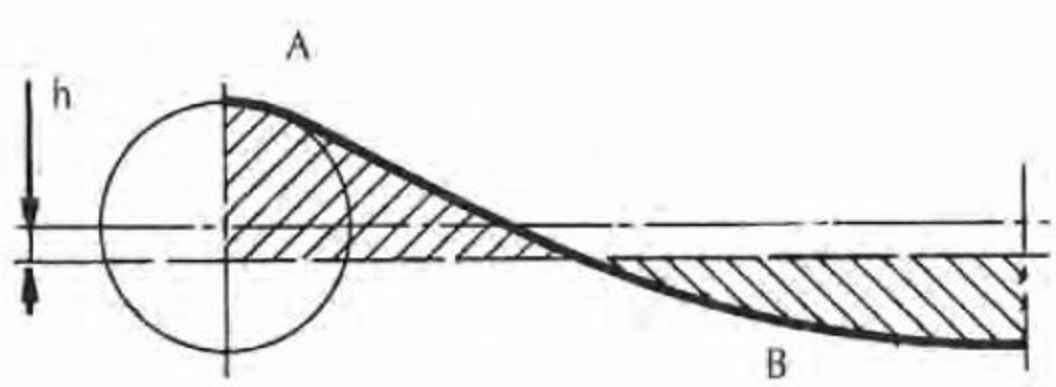


Fig. 1-15 • Pour respecter l'égalité des surfaces **A** et **B**, c'est-à-dire des volumes situés au-dessus et au-dessous du niveau au repos, l'axe des cercles générateurs de la trochoïde doit être élevé d'une hauteur $\mathbf{h} = \pi r^2/\lambda$.

la perception du « niveau » de l'horizon expliquant les raisons de la surestimation de la hauteur des vagues (7).

L'amplitude du mouvement des molécules diminue avec la profondeur. Elle se réduit à peu près de moitié pour chaque augmentation de profondeur égale à 1/9 de λ et on peut considérer qu'elle est nulle à une profondeur égale à λ (FIGURE **1-18**).

Ainsi à toutes les profondeurs le mouvement orbital des molécules, d'amplitude décroissante, définit des lignes d'égale pression analogues à la trochoïde de surface.

Le mouvement orbital circulaire se trouve modifié lorsque la profondeur d'eau est réduite. Le cercle se transforme en ellipse de plus en plus aplatie jusqu'à ce que le mouvement devienne simplement alternatif linéaire.

Ce phénomène apparaît lorsque la célérité atteint une valeur critique égale à $\sqrt{\mathbf{gA}}$, ou que la longueur $\lambda = 2\pi\ \mathbf{A}$ (FIGURE **1-19**).

Lorsque la diminution de la profondeur est progressive, comme c'est le cas pour une vague atteignant une plage par exemple, la quantité d'énergie emmagasinée étant transmise à un volume d'eau plus faible, et la longueur et la célérité étant réduites par suite des frottements, l'amplitude augmente conduisant à l'instabilité de la crête et à son déferlement (FIGURE **1-20**).

Le même phénomène se produit lorsque la houle rencontre un courant de sens opposé qui réduit sa célérité. En général le déferlement se produit lorsque la vitesse du courant atteint le quart de la célérité. Au contraire si courant et houle sont de même sens, l'amplitude sera réduite. Ces modifications, rencontrées souvent dans la pratique s'expliquent par la conservation de l'énergie emmagasinée dans la houle c'est-à-dire que la valeur **E** de l'énergie reste constante.

b ▪ Combinaison des trains de vagues

La houle solitaire que nous avons étudiée jusqu'à présent ne se rencontre que très exceptionnellement. Les vagues courantes sont en fait la résultante de différents trains de houle de célérité, de hauteur et de direction différentes.

Dans le cas de vagues trochoïdales, la combinaison des mouvements s'effectue au niveau du mouvement orbital

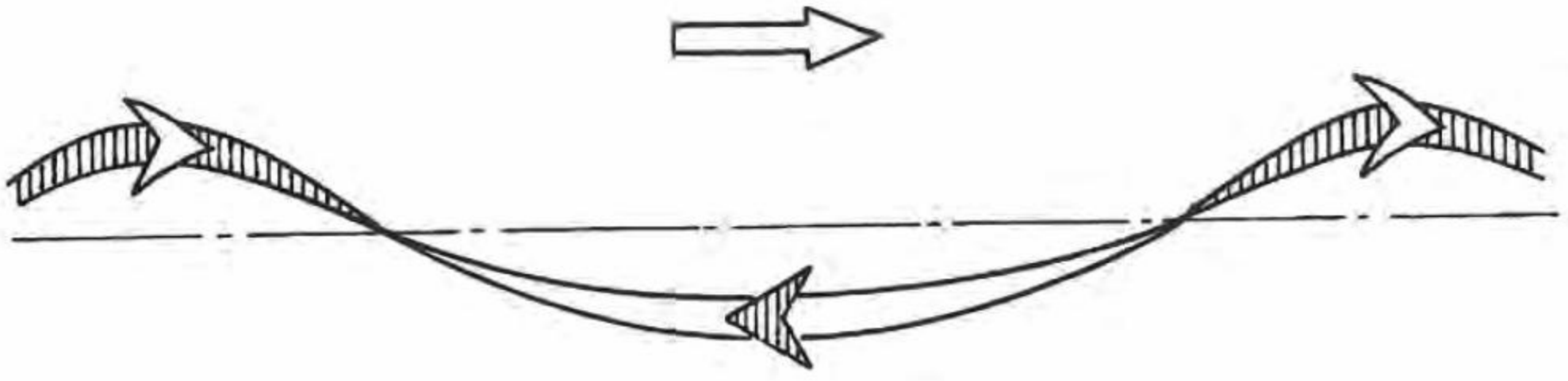


Fig. 1-16 • Du fait de leur mise en rotation, les particules situées à la surface et dans la vague acquièrent une vitesse maximum dans la direction de propagation de la houle sur les crêtes, et dans la direction opposée dans les creux. Ce phénomène est un des plus importants à connaître pour comprendre le comportement d'un bateau dans la houle et la façon de le conduire.

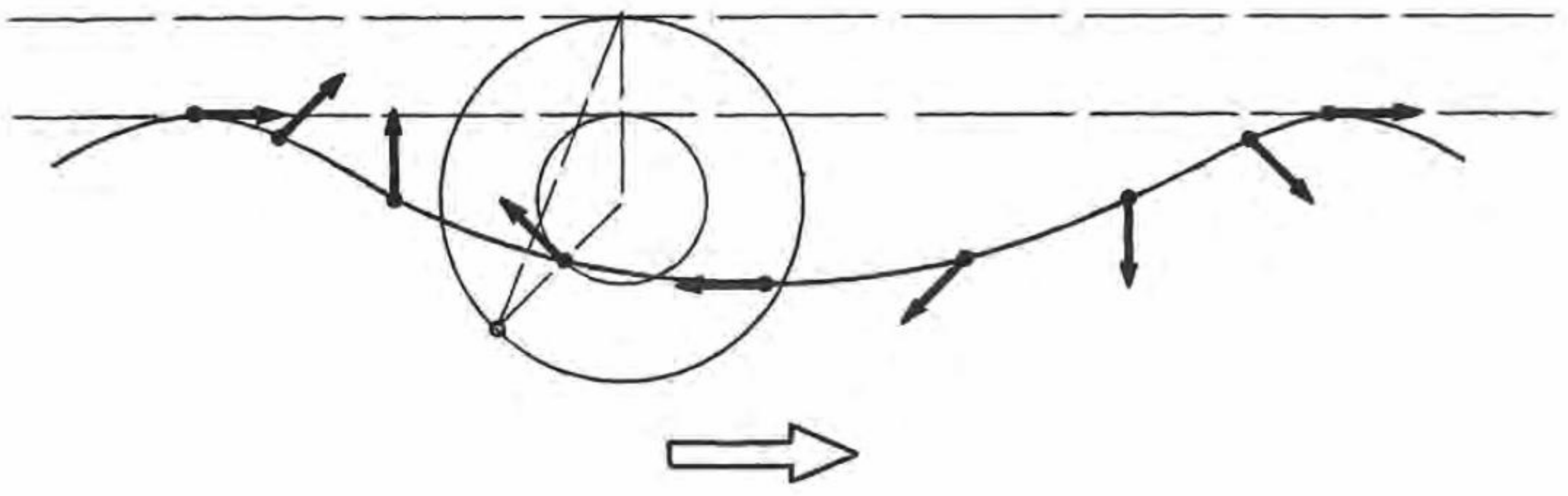


Fig. 1-17 • Direction des molécules d'eau en différents points de la vague.

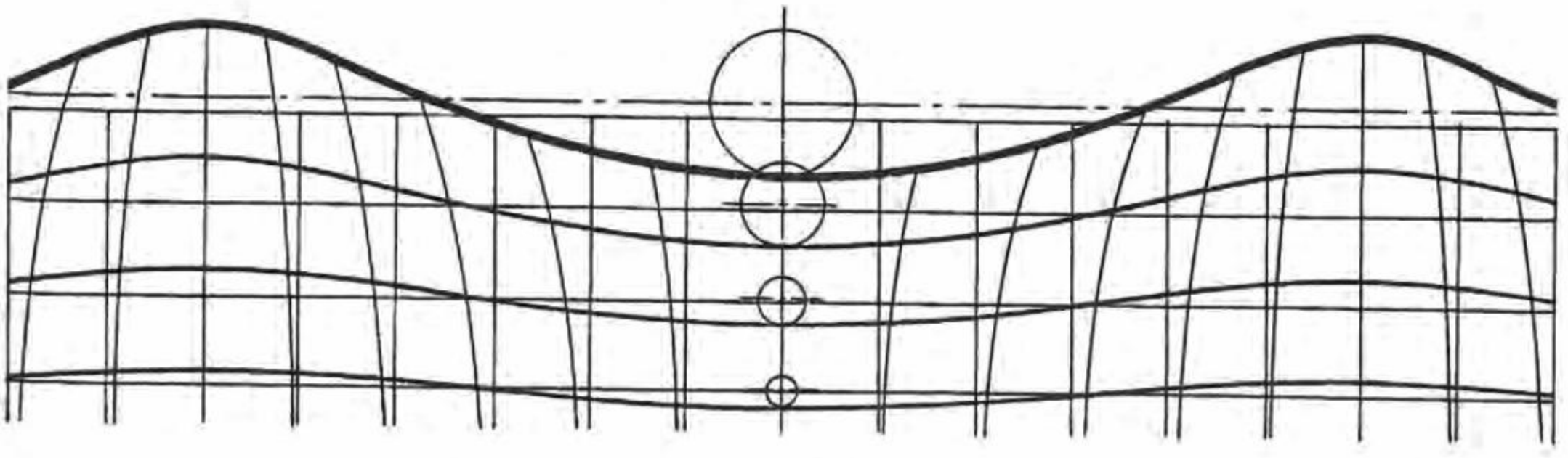


Fig. 1-18 • L'amplitude des mouvements des particules dans une houle s'atténue avec la profondeur. L'amplitude se réduit de moitié pour chaque accroissement de profondeur égal à $\lambda/9$. A une profondeur égale à λ, $\mathbf{a} = \mathbf{A}/512$.

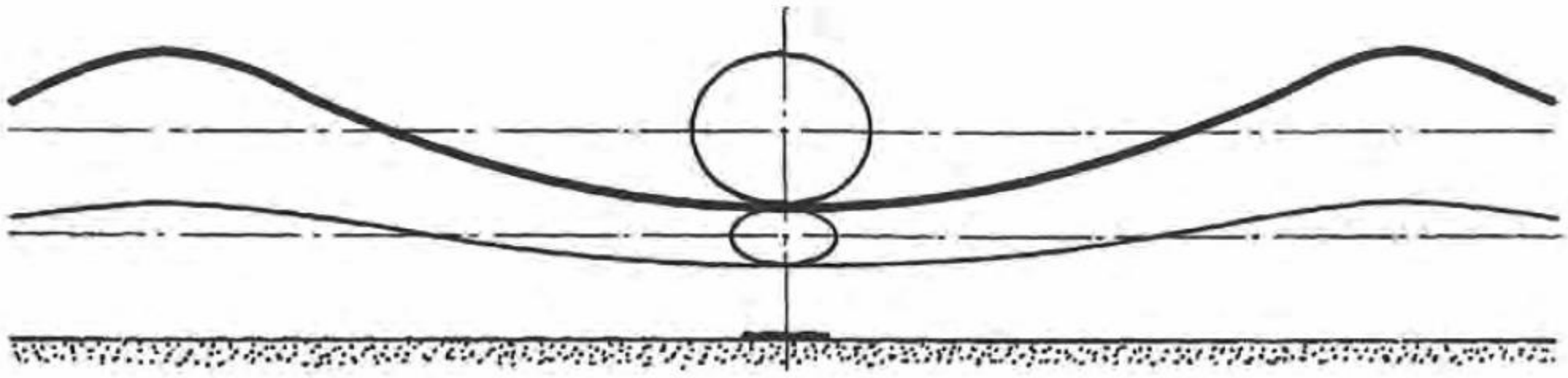


Fig. 1-19 • En eau peu profonde, la trajectoire des particules n'est plus un cercle mais une ellipse de plus en plus plate jusqu'à se réduire à une droite. La célérité en eau peu profonde est limitée à $C = \sqrt{gh}$ (**g** accélération de la pesanteur et **h** profondeur au repos).

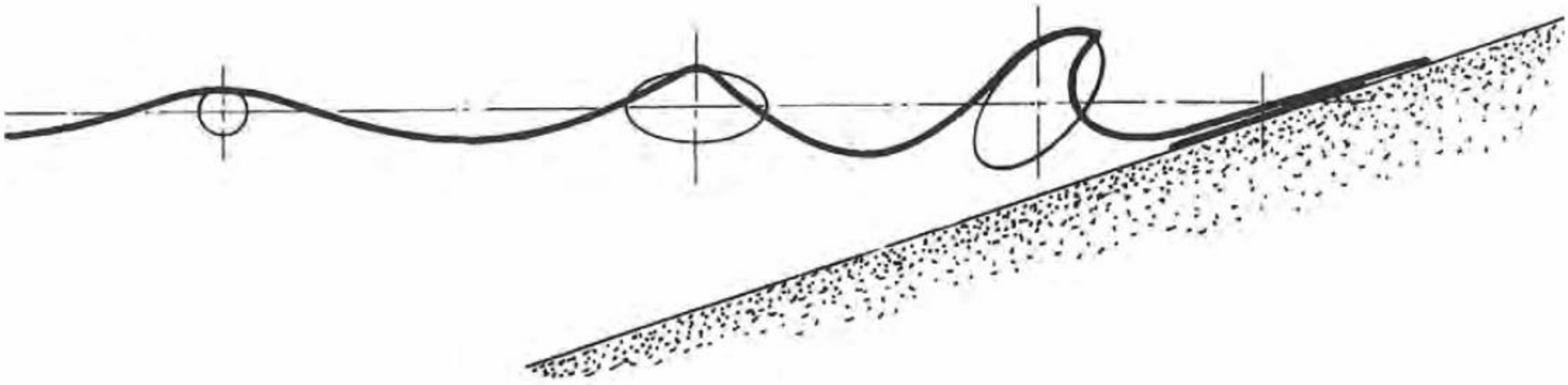


Fig. 1-20 • Lorsque la houle rencontre une plage, la diminution de profondeur entraîne la déformation du cercle d'origine en une ellipse dont le grand axe s'incline jusqu'à provoquer le déséquilibre de la crête et son déferlement. Le mouvement n'est plus ensuite qu'alternatif.

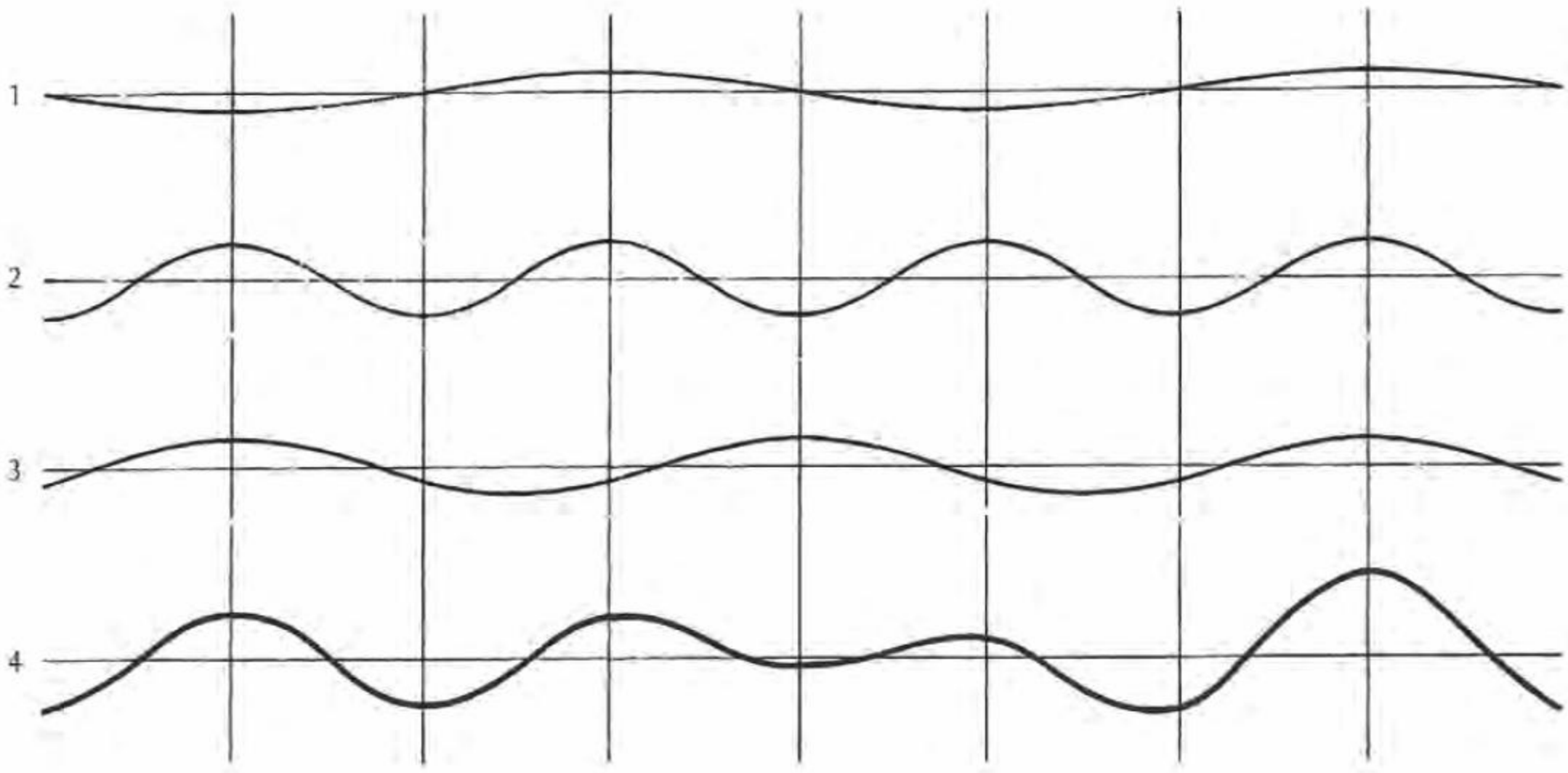


Fig. 1-21 • Lorsque plusieurs houles sinusoïdales se superposent, leurs amplitudes à l'instant **t** s'additionnent algébriquement.

des molécules selon une figure relativement complexe, introduisant en plus de la variation verticale un décalage horizontal (8).

Pour simplifier le problème on admet donc que la vague a une forme sinusoïdale, relativement peu différente si le rapport **h/λ** est faible. Dans ce cas, la combinaison s'effectue simplement par somme algébrique des hauteurs à l'instant **t** considéré.

Les trois trains de vagues représentés (FIGURE **1-21**) peuvent correspondre par exemple pour 1 à une grande houle, pour 2 à celle provoquée par le vent local et de même direction que la première, pour 3 à la projection dans le plan de la figure d'une houle provenant du passage d'une dépression à une latitude différente et venant par conséquent d'une direction différente.

On voit que la résultante de ces trois houles n'est pas régulière, certaines vagues atteignant des hauteurs supérieures à la plus forte houle et d'autres inférieures. La répétition du phénomène se fera de façon régulière selon la composante des périodes des différentes houles.

C'est un phénomène que l'on observe facilement sur les côtes où l'on trouve toujours au moins deux trains de houle, celui venant du large et celui qui est réfléchi par l'obstacle.

Cela explique également pourquoi l'on peut rencontrer parfois des vagues de hauteur exceptionnelle.

Pour peu que le profil des fonds ou un courant contraire à la direction de la houle viennent ajouter leurs effets à une telle combinaison, on rencontre ce que l'on appelle une vague phénoménale (*rogue-wave* en anglais). Le météorologue J. DARCHEN cite ainsi le cas d'une vague de 20 m rencontrée par un grand pétrolier de 300 m remontant la houle.

La superposition de trois houles de même direction : une de 300 m se déplaçant à 40 nœuds, une de 150 m à 30 nœuds et une de 50 m à 15 nœuds en étaient la cause. Mais surtout la présence d'un courant de 4 à 5 nœuds opposé à la direction de ces houles avait provoqué une dissymétrie considérable de la houle qui, après une pente régulière sur 300 m environ, remontait en 30 m environ à 20 m de hauteur. On peut imaginer ce qui serait advenu à un voilier en fuite se trouvant tout à coup face à un « trou » d'une hauteur égale à celle d'un immeuble de 7 étages !

Ce genre de phénomène se rencontre par exemple au sud-est de l'Afrique où le courant des Agulhas, venant du nord-est rencontre la houle de sud-ouest des tempêtes de l'Atlantique sud. Il ne faut pas confondre ces vagues « phénoménales » qui apparaissent et disparaissent successivement avec celles, accidentelles et solitaires, comme les *tsunami* du Japon, provoquées par des phénomènes géologiques sous-marins, tremblements de terre, éboulements, éruptions volcaniques, entraînant des raz-de-marée.

Si l'on étudie le phénomène, non plus dans un plan vertical mais horizontal, on voit alors apparaître le découpage des crêtes correspondant à ce que l'on connaît dans la nature, avec par endroits des zones plus calmes et d'autres où les vagues sont plus abruptes.

Si les houles d'origine sont suffisamment longues,

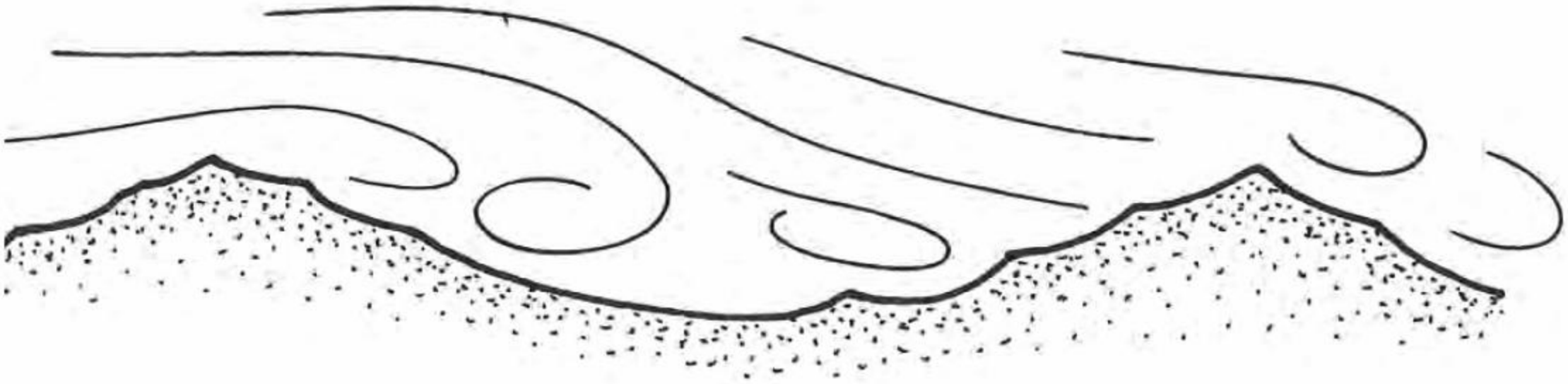


Fig. 1-22 • Lorsque les crêtes atteignent une certaine hauteur, les pressions et les dépressions exercées sur les deux faces entraînent une véritable résistance de forme.

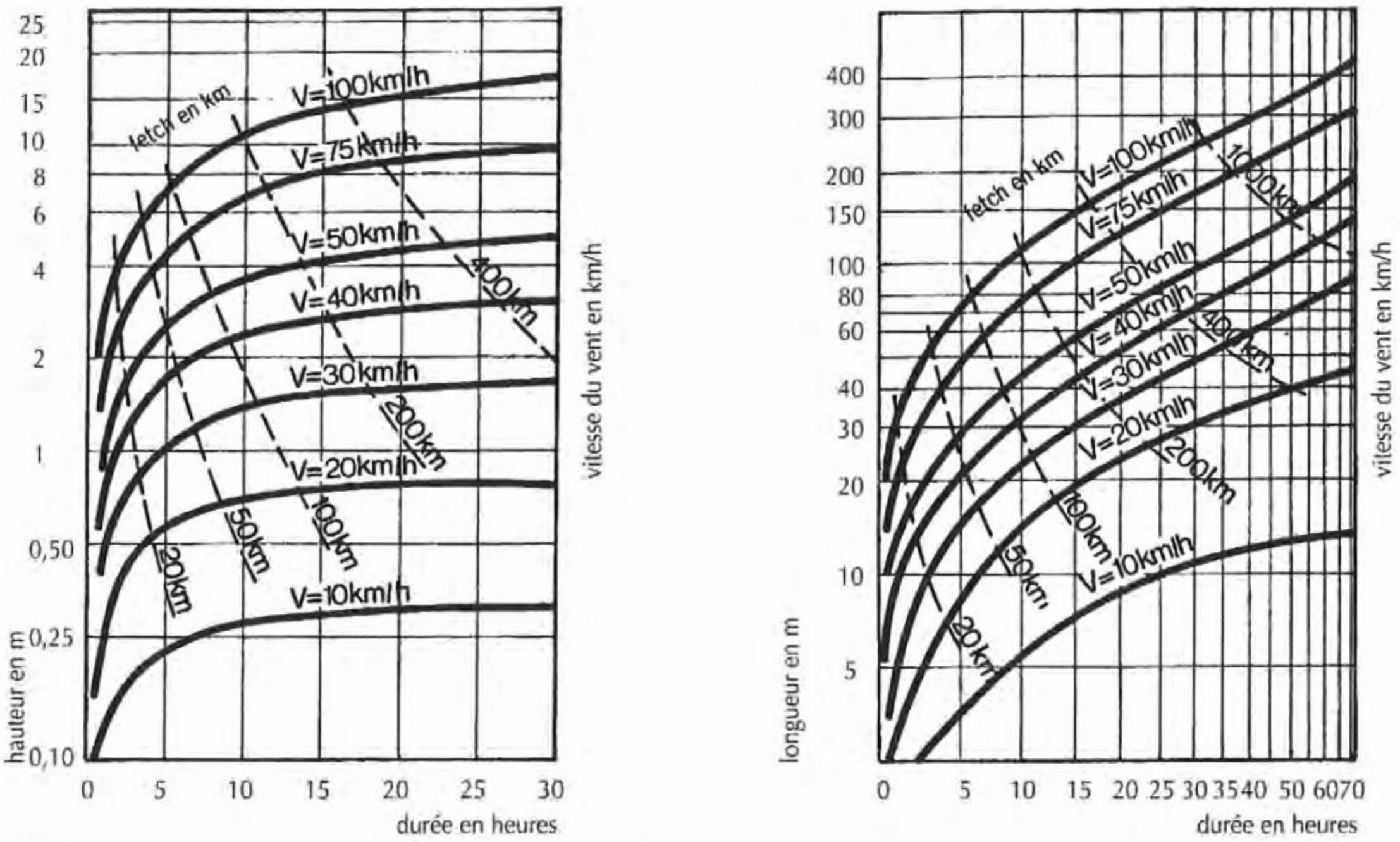


Fig. 1-23 • Graphiques extraits de *"Cruceros y lanchas veloces"* de J. BAADER, permettant de déterminer la longueur et la hauteur des vagues connaissant : la vitesse du vent, la durée du coup de vent et le fetch, ou étendue d'eau libre, sur laquelle il a soufflé en aval du point considéré.

comme c'est le cas dans les hautes latitudes sud, on conçoit que la combinaison de la houle d'ouest avec celle du sud-ouest qui prédomine dans ces régions puisse conduire à des vagues de hauteur exceptionnelle, mais de plus à la formation de « couloirs » où les vagues atteignent des hauteurs très différentes, ce qui pourrait expliquer les divergences d'opinion sur les conditions de mer rencontrées par les différents concurrents des courses autour du monde.

c ▪ Énergie de la houle

L'énergie emmagasinée dans une vague, et dont on sait quelle peut être l'importance, est à la fois *cinétique*, associée au mouvement orbital des particules, et *potentielle*, résultant de la différence de hauteur entre les crêtes et les creux. On démontre que ces deux énergies se répartissent également dans l'énergie totale **E** qui est égale à $1/8\ \rho g\ \lambda\ A^2 \equiv 125\ \lambda\ A^2$. Pour une vague de 50 m de longueur et de 2,50 m de hauteur cela donnerait 20 060 kg/m soit 267 ch par mètre de largeur. On conçoit ainsi facilement les destructions que peuvent provoquer les vagues lorsqu'un obstacle s'oppose à leur progression et la facilité avec laquelle elles peuvent déplacer des blocs de roche. D'autant que la pression sur l'obstacle varie brutalement et peut atteindre des valeurs mesurées expérimentalement allant de 0 à 70 tonnes au mètre carré en 1/100e de seconde. A Saint-Jean-de-Luz par exemple, un bloc de béton de plusieurs dizaines de tonnes a été transporté de l'extérieur de la jetée de Socoa à l'intérieur où il est toujours visible.

d ▪ Formation de la houle

En dehors des forces d'origine astronomique auxquelles la mer est soumise et qui provoquent les marées, la principale cause de formation des vagues est le frottement de l'air sur la surface de l'eau. Du fait de la distance importante sur laquelle se déplace le vent, l'écoulement est forcément turbulent (CHAPITRE II-3-B). Il en résulte des variations de pression à la surface de séparation des deux fluides provoquant l'apparition d'ondes de très faible amplitude.

Il faut cependant, pour que le processus puisse se développer, que la longueur de ces vagues dépasse 17 mm environ ce qui correspond à une célérité de 1/2 nœud. Au-dessous en effet, la tension superficielle de l'eau interdit toute

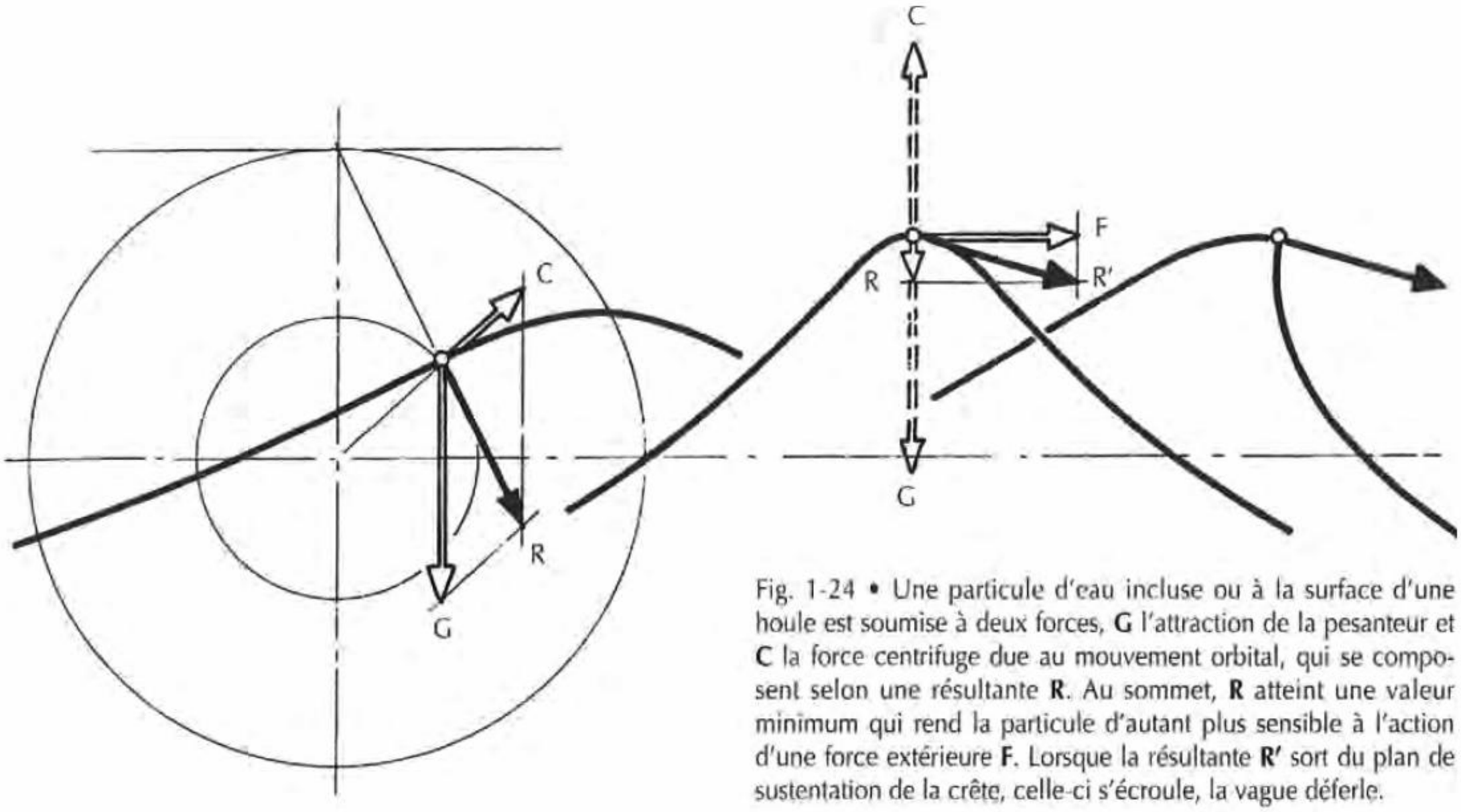


Fig. 1-24 • Une particule d'eau incluse ou à la surface d'une houle est soumise à deux forces, **G** l'attraction de la pesanteur et **C** la force centrifuge due au mouvement orbital, qui se composent selon une résultante **R**. Au sommet, **R** atteint une valeur minimum qui rend la particule d'autant plus sensible à l'action d'une force extérieure **F**. Lorsque la résultante **R'** sort du plan de sustentation de la crête, celle-ci s'écroule, la vague déferle.

formation de vagues. Certains éléments peuvent modifier la tension superficielle : poussière, film d'huile. C'est ainsi que sur une eau calme les risées ne se développent pas sur l'ensemble de la surface et qu'il reste des sortes de « taches » où l'eau demeure lisse. Pour obtenir des vagues suffisantes il faut que le vent atteigne environ 4 nœuds. On peut penser également qu'à une vitesse inférieure l'écoulement reste laminaire.

Aussitôt se développe un processus de réaction entre les mouvements des deux fluides qui accroît la dimension des vagues. Dès que celles-ci atteignent une certaine hauteur l'écoulement de l'air décroche de la surface de l'eau et provoque sous le vent de la crête un tourbillon de direction opposée. Celui-ci par frottement avec la surface de l'eau accélère son mouvement orbital lequel accroît la longueur de la vague (FIGURE **1-22**).

Petit à petit, les ondes confuses qui s'étaient formées au départ vont se stabiliser. Les plus courtes, dont la différence de vitesse avec le vent est la plus grande, vont rapidement s'élever et déferler, disparaissant pour ne laisser place qu'aux plus longues. Ceci se renouvellera tant que l'énergie fournie par le vent sera supérieure à celle absorbée par les forces de frottement et ce jusqu'à ce que la vitesse des vagues atteigne à peu près les 4/5 de celle du vent.

La dimension atteinte alors par les vagues, en l'absence de tout autre facteur extérieur, est donc fonction de la vitesse du vent, de la durée pendant laquelle il souffle et de l'étendue d'eau libre qu'il aura rencontrée ou *fetch*. Un océanographe norvégien, SVERDRUP, après des années de travail, a pu dégager des lois déterminant les dimensions des vagues en fonction de ces éléments et qui sont résumées dans les deux graphiques (FIGURE **1-23** P **27**).

Si la hauteur des vagues est assez rapidement limitée (au bout de 25 à 30 h), la longueur continue encore à s'accroître après un temps relativement long. D'après ces courbes on peut calculer par exemple qu'un vent de 30 km/h, soufflant pendant dix heures, soulèvera des vagues de 1,50 m si le fetch est supérieur à 90 km environ. S'il n'est que de 20 km les vagues ne pourront dépasser une hauteur de 0,90 m, qu'elles atteindront au bout de quatre heures*.

On comprend pourquoi les vagues peuvent atteindre des dimensions aussi importantes approchant les 40° de latitude sud puisque, en plus des conditions particulières de vent et de courant, le fetch y est pratiquement sans limite.

Lorsque les vagues atteignent un rapport hauteur/longueur suffisamment élevé pour que le vent puisse provoquer une différence de pression suffisante sur les deux faces de la crête celle-ci s'incline (FIGURE **1-24**) augmentant considérablement la pente de la face avant jusqu'au moment où la direction de la résultante de la force centrifuge due au mouvement orbital et de la force de gravité d'une part et de la force due au vent d'autre part provoque le déferlement.

*On pourra consulter sur ce sujet Météorologie marine de R. MAYENÇON (EMOM).

Les effets combinés de la pente, de la différence de vitesse de l'eau de surface entre l'avant et l'arrière d'un bateau et d'un avancement du centre de gravité et du centre de carène liés à la différence d'accélération verticale entre l'avant et l'arrière, dus au mouvement orbital, peuvent provoquer le retournement par l'avant ou *cabanement* (FIGURE **1-25**). Cet accident qui ne peut guère se produire que si les vagues ont la possibilité d'atteindre une dimension suffisante, a été décrit par Miles SMEETON (**9**) qui le vécut à bord de *Tzu-Hang* à 1 000 milles des côtes du Chili. L'énergie dissipée lors de l'écroulement de la crête est énorme si l'on considère que les tonnes d'eau qui déferlent sur chaque mètre se déplacent à une vitesse qui peut atteindre 30 n, sur une pente de 30° environ.

En dehors de la zone où souffle le vent, la houle qui se propage est progressivement amortie par la viscosité de l'eau et la tension superficielle.

Cependant, en raison de la vitesse à laquelle elles se propagent, les grandes houles peuvent être ressenties très loin de leur lieu d'origine.

C'est ainsi qu'en 1934, alors qu'il faisait un calme plat, une série de vagues de 10 m de creux et de un mille de longueur toucha le port d'Alger, passant directement par-dessus les jetées et en emportant 400 m.

La longueur et la période de la houle augmentent avec la distance **D** parcourue suivant la relation $\lambda_d = \lambda_o + 0{,}0018\ D$ où λ_o = longueur de la houle d'origine en mètres, λ_d = longueur après un parcours **D** = distance parcourue en milles.

En même temps la hauteur diminue de moitié après une distance en milles parcourus égale au tiers de la longueur en mètres.

L'eau comme l'air étant un fluide, il est certain que le frottement de l'un sur l'autre, s'il provoque le freinage des plus basses couches de l'air, créera également un entraînement des couches superficielles de l'eau se traduisant par un courant de surface dont la vitesse se réduira avec la profondeur.

La vitesse de ce courant, la profondeur de la couche d'eau intéressée dépendront des caractéristiques de l'écoulement (laminaire tant qu'il n'y aura pas la moindre vague-

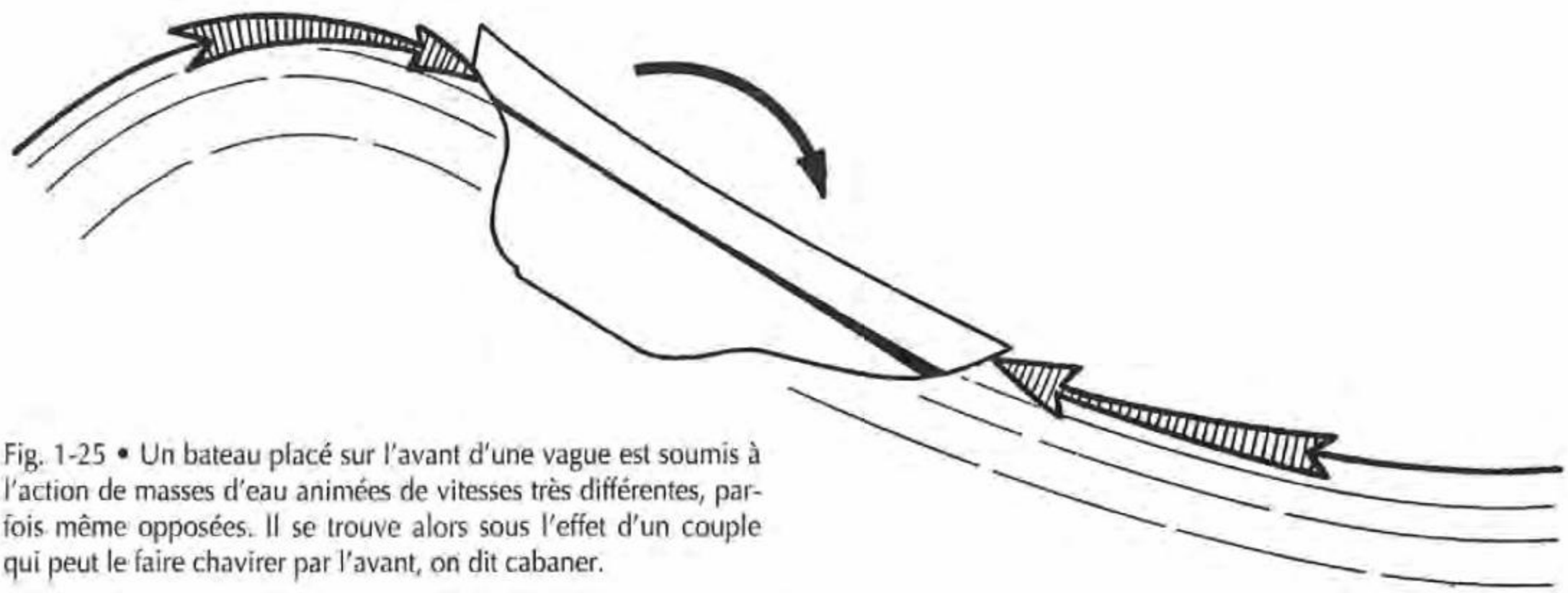


Fig. 1-25 • Un bateau placé sur l'avant d'une vague est soumis à l'action de masses d'eau animées de vitesses très différentes, parfois même opposées. Il se trouve alors sous l'effet d'un couple qui peut le faire chavirer par l'avant, on dit cabaner.

TABLEAU 2/V

VALEURS MOYENNES DES VAGUES RENCONTRÉES SUR LES MERS ET OCÉANS LES PLUS FRÉQUENTÉS.

	période secondes	longueur en mètres	hauteur en mètres
Atlantique Nord	—	90	—
Alizés Atlantique	6	65	1,9
Atlantique Sud	9,5	133	4,3
Méditerranée	—	50	5
Océan Indien	7,5	95	2,8
Mer de Chine	7	80	3,2
Pacifique Ouest	8,2	100	3,1

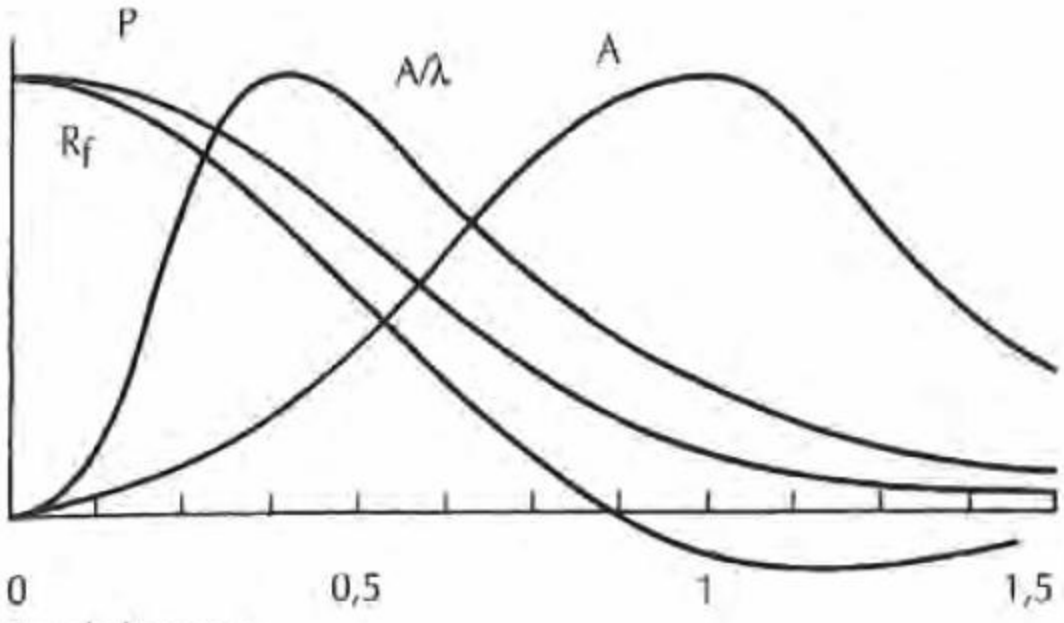


Fig. 1-26 • Variation des différentes caractéristiques de la houle en fonction de l'âge de la vague (célérité/vitesse du vent).
A : amplitude
A/λ : rapport hauteur/longueur
P : pente
R_f : résistance de forme.

ÉCHELLE 1/VI
ÉCHELLE DE DOUGLAS

Degré	Qualificatif de la mer	Hauteur moyenne des vagues (en mètres)
0	calme	0
1	ridée	0 - 0,10
2	belle	0,10 - 0,50
3	peu agitée	0,50 - 1,25
4	agitée	1,25 - 2,50
5	forte	2,50 - 4,00
6	très forte	4,00 - 6,00
7	grosse	6,00 - 9,00
8	très grosse	9,00 - 14,00
9	énorme	> 14,00

lette, puis turbulent), de la vitesse du vent et du stade de formation des vagues. Ce courant est grossièrement proportionnel au carré de la hauteur moyenne des vagues et est influencé par la dissymétrie existant entre les deux faces de la vague.

La force provoquant cet entraînement de l'eau est alors constituée non seulement d'une force de frottement mais aussi d'une force de résistance de pression ou de forme, le tout se traduisant par la formule suivante :

$\mathbf{F} = \rho_a \mathbf{K} V^2 + \rho_e \mathbf{K'}(\mathbf{V} - \mathbf{C})^2$ dans laquelle **K** et **K'** sont des coefficients de résistance de frottement et de résistance de pression, **V** est la vitesse du vent à l'altitude de référence soit 10 m.

On voit que la force exercée sur les petites vagues sera relativement plus importante puisque leur vitesse relative (**V - C**) sera plus élevée ce qui montre bien que ce sont les petites vagues qui créent les grosses.

On peut également expliquer la formation des vagues par le transfert d'énergie de l'air vers l'eau dû à ces forces de frottement et de résistance de forme (11), la FIGURE **1-26** montre comment varient les différentes caractéristiques de la houle au fur et à mesure de son développement, c'est-à-dire de l'accroissement de sa longueur et de sa célérité et par conséquent de l'accroissement du rapport des vitesses de la vague **C** et du vent **V**, ce rapport **C/V** étant appelé l'*âge* de la vague.

Au départ, la différence des vitesses étant très grande la résistance de forme est à son maximum, le rapport hauteur/longueur de la vague **A/λ** s'accroît rapidement jusqu'à une valeur égale à 0,1 environ au-delà de laquelle l'instabilité provoque l'écroulement de la crête et la formation de ce que l'on appelle en langage courant les moutons. L'énergie ne peut plus alors être absorbée que grâce à un allongement plus rapide de la vague et par conséquent un accroissement de sa célérité. La hauteur continue encore à augmenter mais le rapport **A/λ** diminue. Lorsque la célérité approche de la vitesse du vent, c'est-à-dire que l'âge de la vague tend vers une valeur de 1, il ne peut plus y avoir de résistance de forme, la hauteur va cesser de croître mais les vagues secondaires qui se sont formées sur la vague initiale vont continuer à transférer à celle-ci l'énergie du vent jusqu'à ce que l'âge atteigne une valeur de 1,5 à 2.

L'étude théorique des vagues, en particulier dans leur phase de déferlement est extrêmement importante pour la compréhension du chavirage. On s'intéressera sur ce sujet aux travaux de G.S. SCHAIRER. (12)

e ▪ Les vagues réelles

Les dimensions des vagues, leur hauteur en particulier, font toujours l'objet d'exagérations invraisemblables de la part des navigateurs. Même les plus dignes de foi comme LA PÉROUSE, parlent de vagues de 60 m. DUMONT d'URVILLE est certainement plus près de la vérité avec des vagues de 30 m, bien qu'on ne puisse les rencontrer que dans l'océan glacial Antarctique. La vue d'une vague que

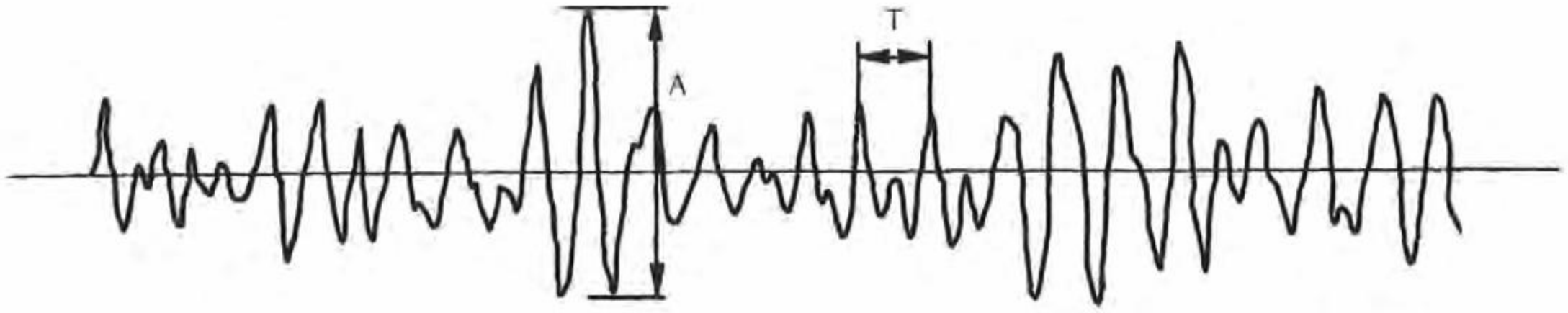


Fig. 1-27 • Enregistrement d'une houle permettant son étude. **A :** amplitude, **T :** période ou temps séparant le passage de deux crêtes.

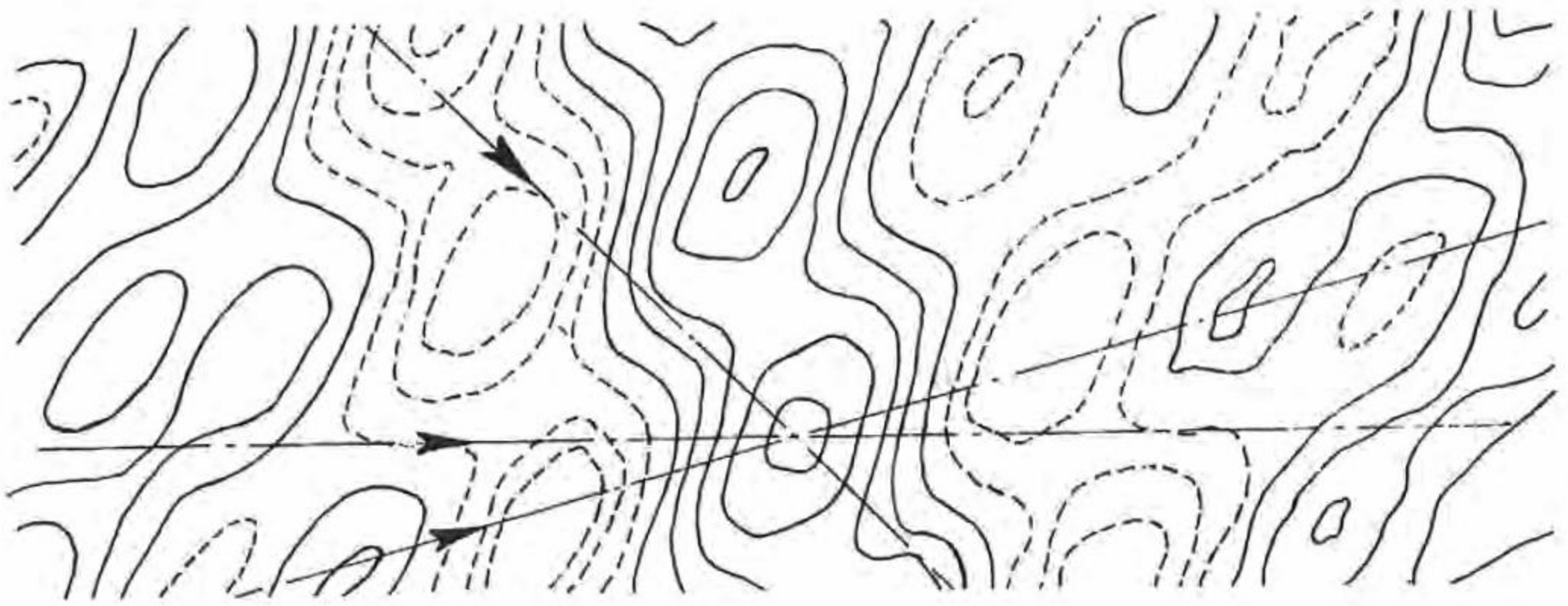


Fig. 1-28 • Relèvement photogrammétrique de la superposition de 3 houles ayant successivement des longueurs de 36 m, 122 m et 72 m et des hauteurs de 1,20 m, 2,40 m et 1,80 m. Chaque ligne correspond à un niveau donné, les lignes continues représentent les crêtes, les pointillés les creux.

l'on a depuis le pont d'un bateau, lorsque l'on passe le sommet de la crête, est faussée et il faut une certaine habitude pour ramener la hauteur apparente à sa juste valeur.

La hauteur réelle varie de quelques millimètres dans les risées jusqu'à une trentaine de mètres dans les grandes tempêtes des 40èmes parallèles sud.

En fait 94 % des vagues de l'océan ont une hauteur inférieure à 5 m et les plus fréquemment observées se situent aux alentours de 1,5 m.

La longueur varie de quelques centimètres jusqu'à un mille, mais la longueur étant une dimension difficilement mesurable on définit plus généralement la dimension longitudinale des vagues par leur période. On les classe alors selon celle-ci en *capillaires* de 0,07 à 2 s, *clapot* de 2 à 5 s, *vagues* de 5 à 15 s, *houle* de 15 à 30 s.

La plus grande part de l'énergie des mers est contenue dans les vagues de 5 à 50 s de période. Les tempêtes provoquent en général des vagues de 12 à 15 s, et dans l'Atlantique on rencontre souvent des vagues de 6 à 9 s. La houle des marées a une période d'environ 10 000 s et celle provoquée par les phénomènes sismologiques sous-marins 1 000 s.

De même que pour les forces de vent, il existe, pour les hauteurs des vagues, une classification des états de la mer, l'échelle de DOUGLAS (TABLEAU **1/VI**).

f ▪ Représentation statistique des vagues

Jusqu'à présent nous n'avons considéré que des vagues solitaires, mais nous savons très bien qu'il n'en est jamais ainsi et que les vagues vont en groupes de hauteur et de longueur différentes se superposant ou se combinant. Le graphique de la FIGURE **1-27** représente un exemple d'enregistrement en un point donné effectué par une *bouée houlographe*. Le profil est le même (au rapport hauteur/longueur près) que celui des différentes vagues qui se sont succédé en ce point. De même, si l'on regarde un relevé photogrammétrique d'une portion de surface de la mer, ou même

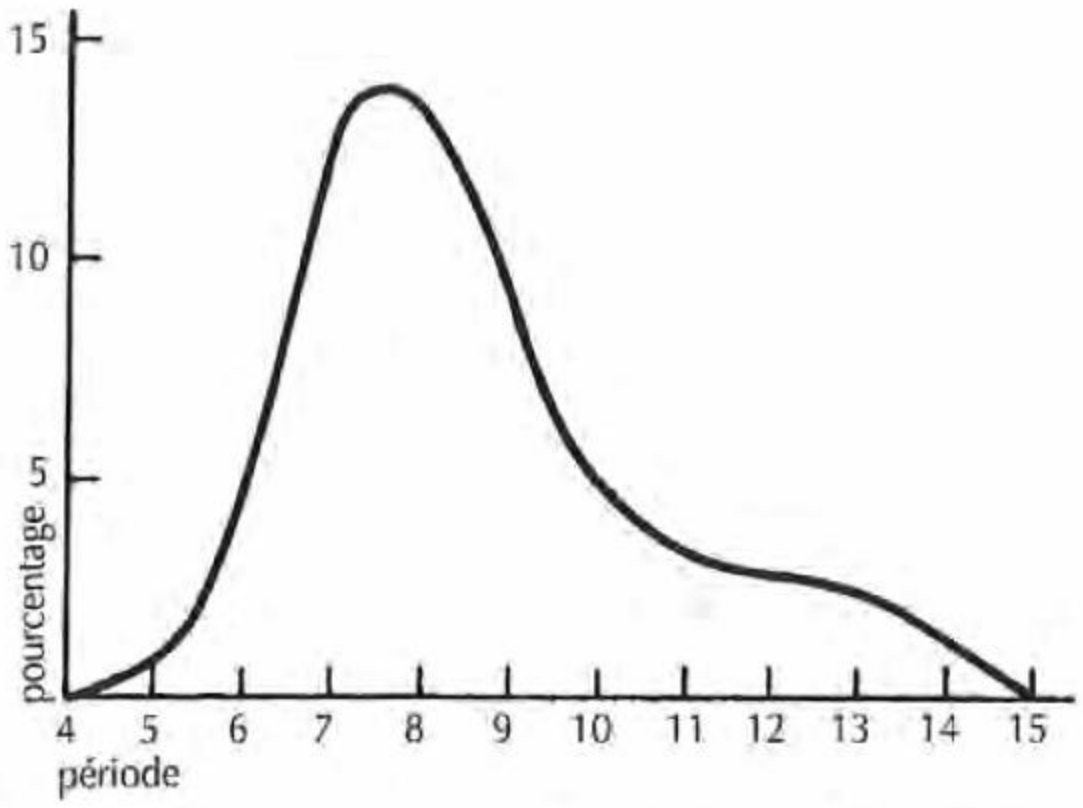


Fig. 1-29 • Répartition en pourcentage ou "spectre" des périodes des différentes houles constituantes. Exemple : il y a 14% de vagues ayant une période de 7,6 s.

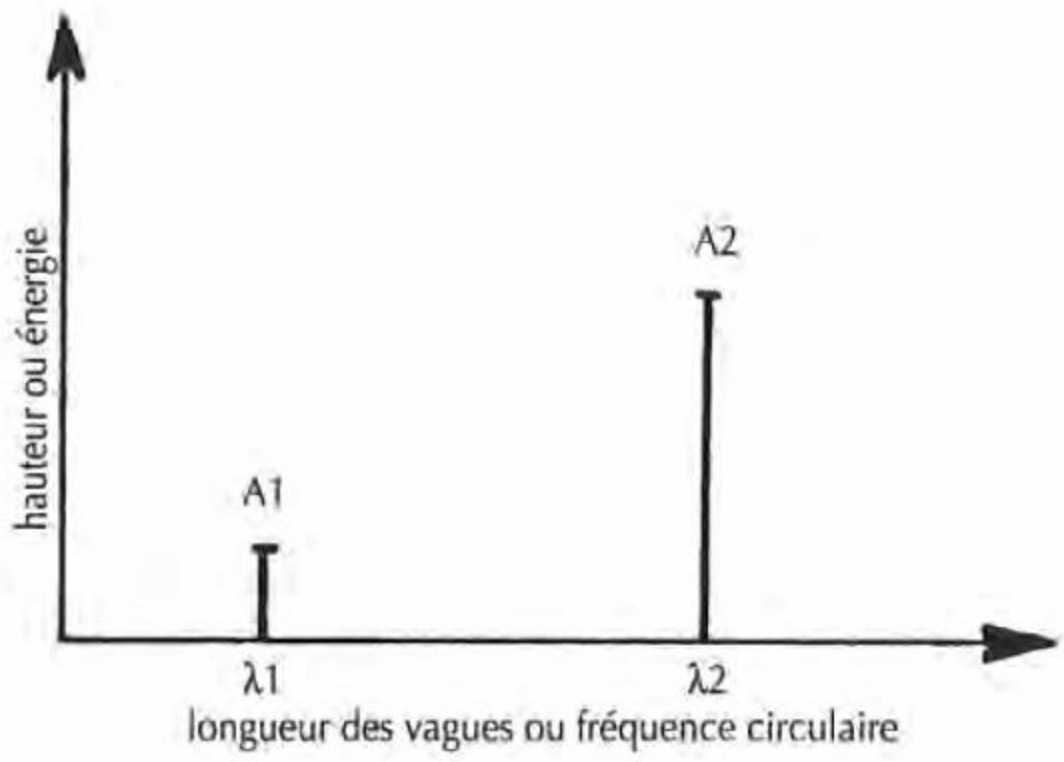


Fig. 1-30 • Représentation linéaire des houles constituantes, en fonction de leur longueur et de leur amplitude ou de leur fréquence circulaire et de leur énergie.

une simple photo aérienne (FIGURE **1-28**), on se rend compte de l'inégalité des vagues non seulement dans le sens du vent mais perpendiculairement à celui-ci.

Une crête ne se prolonge jamais très loin et disparaît rapidement alors qu'une autre apparaît. Malgré cela, on est souvent frappé par le fait que pendant des périodes souvent très longues, l'aspect de la surface conserve une sorte de constance, une certaine stabilité. Il est donc possible aux océanographes d'établir une description statistique des vagues. Celle-ci permet de prévoir quel type de houle on rencontrera, et d'étudier le comportement et les mouvements du bateau.

Ces études sont basées sur un certain nombre de caractéristiques extraites des enregistrements. On considère en général la hauteur apparente, distance verticale entre crête et creux, la hauteur moyenne apparente ou la moyenne du tiers des vagues les plus hautes (ce que les océanographes appellent la hauteur significative). De même, on distingue la période apparente et la moyenne des périodes apparentes.

Partant de ces éléments on peut étudier divers aspects de la houle. Ce sera tout d'abord la distribution des fréquences des différentes vagues constituantes, c'est-à-dire la répartition en pourcentage des différentes longueurs ou périodes de vagues (FIGURE **1-29**). Mais ce sera surtout la répartition des différentes amplitudes en fonction de ces longueurs.

Prenons, par exemple, une vague constituée de vagues élémentaires, l'une longue et haute, l'autre courte et moins creuse (FIGURE **1-30**). Sur un graphique sont portées aux ordonnées correspondantes λ_1 et λ_2 des abscisses de hauteur $\mathbf{A}_1$ et $\mathbf{A}_2$ proportionnelles aux amplitudes. On obtient ainsi un spectre linéaire.

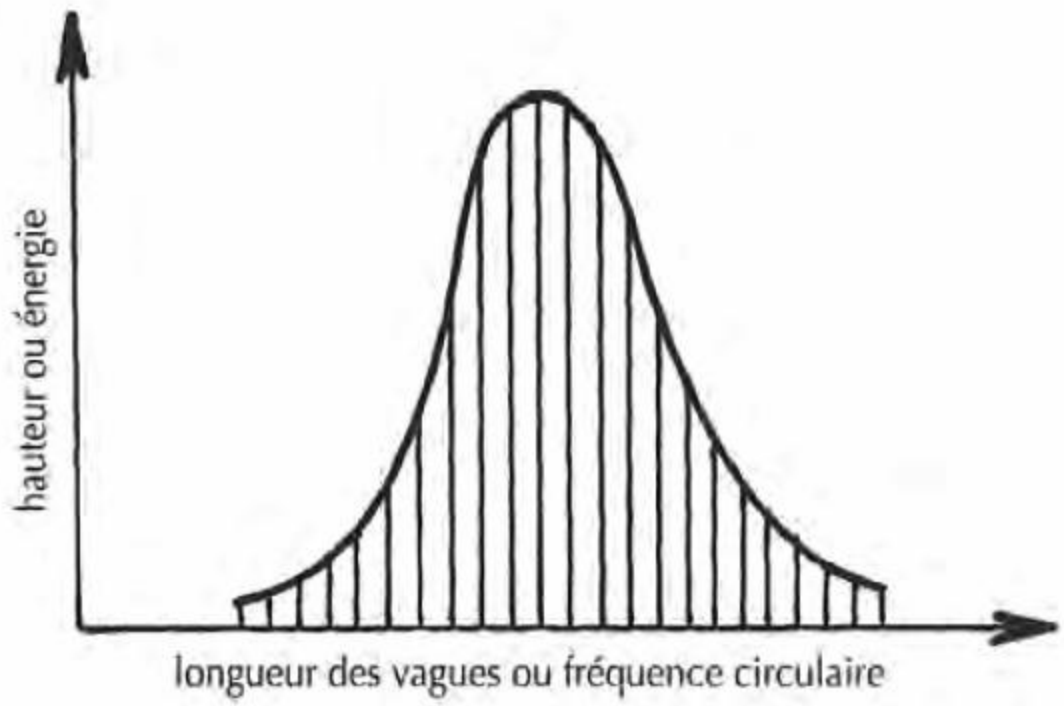


Fig. 1-31 • Spectre continu d'une houle résultante.

Si maintenant nous analysons une mer formée par la superposition d'une multitude de vagues différentes, nous obtenons, en réunissant par une courbe qui enveloppe les extrémités des ordonnées, un spectre continu (FIGURE **1-31**).

En général, les océanographes utilisent comme base la fréquence circulaire qui est plus facile à mesurer que la longueur et l'énergie contenue dans chaque vague élémentaire et proportionnelle au carré de l'amplitude. La surface incluse à l'intérieur du spectre d'énergie ainsi définie représente l'énergie totale **E** contenue dans la vague composite.

Mais nous avons vu que les vagues n'étaient pas seulement variables selon une direction privilégiée mais se déplaçaient aussi selon toutes les directions.

L'analyse fournit alors autant de spectres que de directions choisies qui peuvent être représentées en 2 ou 3 dimensions (FIGURE **1-32**).

On considère enfin dans l'établissement des spectres la valeur du vent dominant. On obtient ainsi un ensemble de courbes correspondant à différentes forces de vent. On peut de la même façon étudier la formation des vagues dans le temps en fonction de la durée pendant laquelle souffle le vent, puis leur atténuation progressive lorsqu'il a cessé (FIGURE **1-33**). On voit parfaitement sur ces graphiques que les grandes vagues (valeurs de ω décroissantes) n'apparaissent qu'au bout d'un certain temps et qu'en revanche elles disparaissent les premières lorsque le vent a cessé.

Les éléments nécessaires au calcul des spectres de vagues sont fournis principalement par les navires d'observation météorologique et des satellites, mais des études locales (sur un plan d'eau de régate, ou pour l'implantation d'un port de plaisance par exemple) peuvent être effectuées à l'aide de bouées houlographes mouillées au large et transmettant des données recueillies par radio à des stations à terre où elles sont enregistrées.

Elles pourront ensuite, après traitement mathématique, fournir les spectres de vagues qui seront nécessaires pour reproduire en bassin de carène ou sur maquette les conditions auxquelles sera soumis le bateau ou le futur port. ⚓

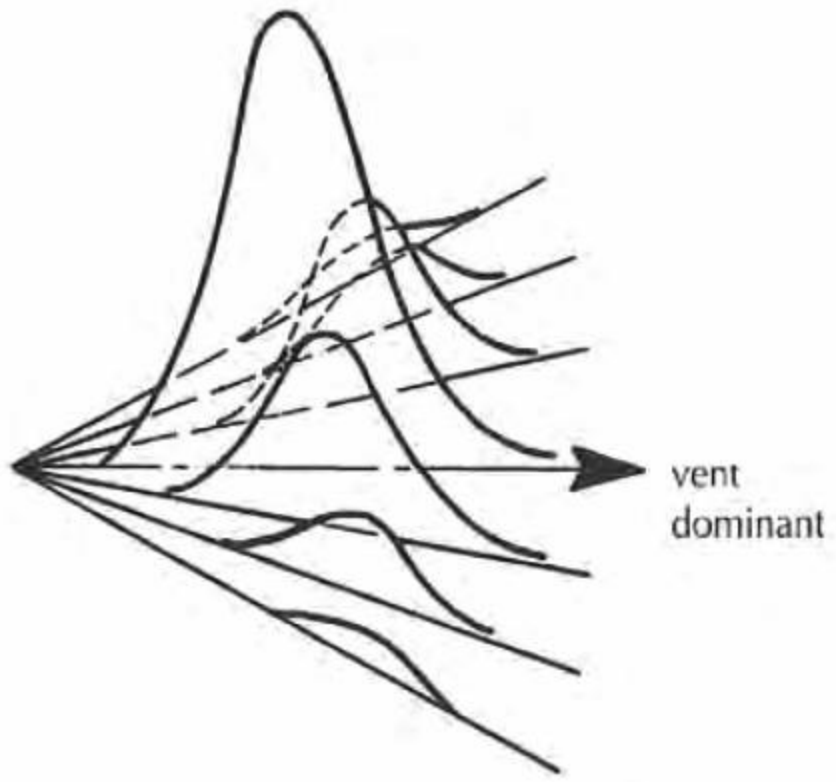


Fig. 1-32 • Spectre spatial montrant la répartition des houles autour de la direction dominante.

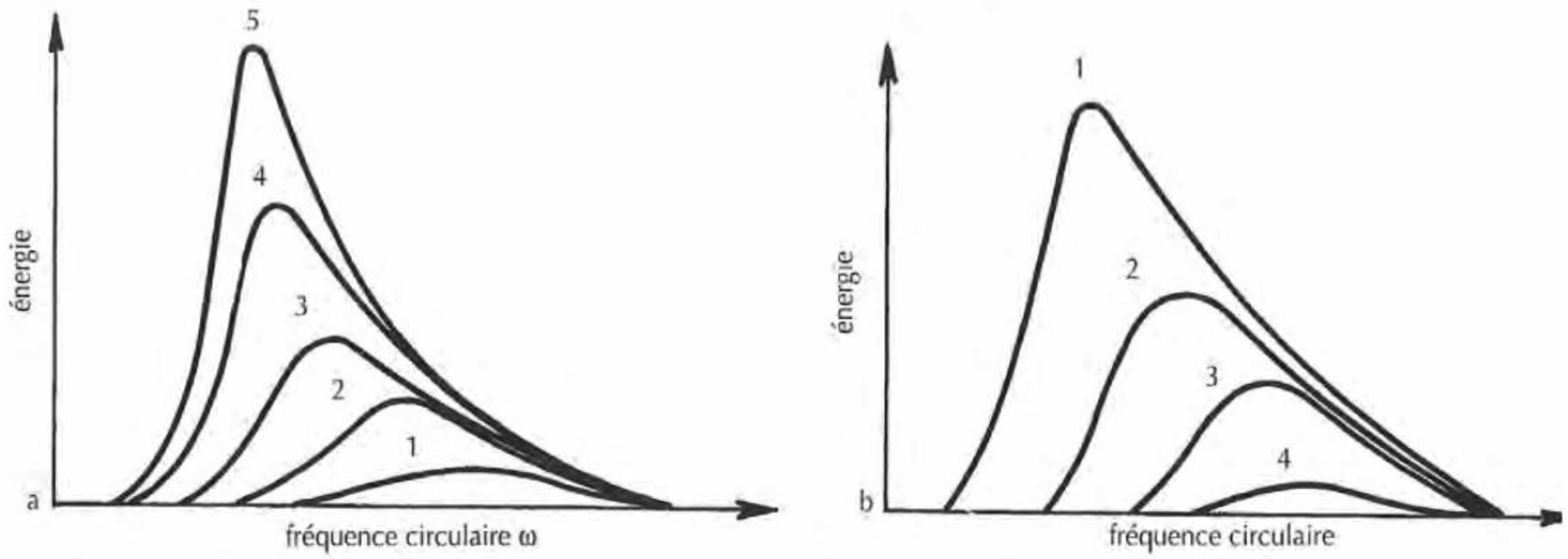


Fig. 1-33 • Évolution du spectre de la houle au cours de sa formation (a) et de sa disparition (b).

BIBLIOGRAPHIE - CHAPITRE 1 •••

1 • R. MAYENÇON :
Météorologie marine.
EMOM - Editions Ouest - France

2 • Alan WATTS :
Wind and Sailing Boat.
Adlard Coles.

3 • Alan WATTS :
Weather for yachtsmen.
Adlard Coles.

4 • Stuart WALKER :
Wind and strategy.
Norton.

5 • A.G. HAMMIT :
Technical yacht design.
Adlard Coles

6 • J.S. LETCHER :
Surfing : motions of a vessel running in large waves. 3rd Chesapeake sailing Yacht Symposium, SNAME.

7 • I.G. SLATER :
The orientation of down among waves.
Sail, avril 1975.

8 • SAUNDERS :
Hydrodynamics in ship design.
SNAME

9 • Miles SMEETON :
Une fois suffit.
Arthaud.

10 • J. BOUTELOUP :
Vagues, marées, courants marins.
Collection Que sais-je ?

11 • H.F. KAY :
The science of yachts wind and water.
John de Graff.

12 • G.S. SCHAIRER :
On wave-induced capsizing.
14th AIAA Symposium of Sailing.

2

AÉRO ET HYDRODYNAMIQUE

CONNAISSANT les caractéristiques des deux fluides intéressant le voilier, il nous faut maintenant voir comment ceux-ci réagiront sur lui.

Pour cela nous devrons aborder ces deux domaines de la mécanique des fluides que sont l'aéro et l'hydrodynamique.

Compte tenu des vitesses relativement faibles qui nous concernent (moins de 50 m/s), les variations de pression qui en résultent ne peuvent produire des variations sensibles du volume de l'air et les phénomènes qui y sont relatifs peuvent être considérés comme semblables pour l'air et l'eau.

Il faut préciser également que l'on considère que ces phénomènes sont semblables lorsque le corps se déplace dans le fluide ou lorsque, le corps étant fixe, le fluide se déplace autour de lui, étant bien entendu que les vitesses sont uniformes et les écoulements stabilisés.

1 LIGNES DE COURANT

Dans un tel écoulement permanent (stabilisé et de vitesse uniforme), les trajectoires suivies par les particules du fluide sont constantes et se confondent avec les lignes de courant. On peut matérialiser ces lignes de courant en bassin ou en soufflerie par l'introduction dans le fluide de fumées ou de liquides colorés. Lorsque l'on étudie les écoulements en deux dimensions seulement, c'est-à-dire dans un plan, on peut par exemple saupoudrer la surface de paillettes métalliques. Une photographie prise avec un temps de pose en rapport avec la vitesse, montre la direction suivie par les paillettes, tandis que la longueur de leur déplacement permet d'en calculer la vitesse. On peut également utiliser le procédé de l'analyse *rhéoélectrique* mis au point en France par J. PÉRÈS et L. MALAVARD (**1**).

Entre les bords supérieurs et inférieurs d'une feuille de papier conducteur spécial un courant électrique établit une différence de potentiel.

Avec une sonde on peut vérifier que des lignes parallèles aux bords présentent des différences de potentiel constantes, ce sont des lignes équipotentielles qui correspondent à des lignes de courant.

Si l'on trace au centre de la feuille avec un produit conducteur la section d'un profil quelconque, et que l'on relie celle-ci par un fil à un point d'une résistance joignant les deux bords (FIGURE **2-1**), les lignes équipotentielles se déforment en respectant toutes les conditions de l'écoulement autour de la section. Avec la sonde il est alors possible de déterminer le tracé exact des lignes équipotentielles, c'est-à-dire celle des lignes de courant, et par des moyens mathématiques de calculer les différences de vitesse et de pression correspondantes.

Ce procédé ne permet pas bien sûr de faire intervenir les effets du frottement et des turbulences qu'il engendre et reste donc limité à l'étude des écoulements de fluides

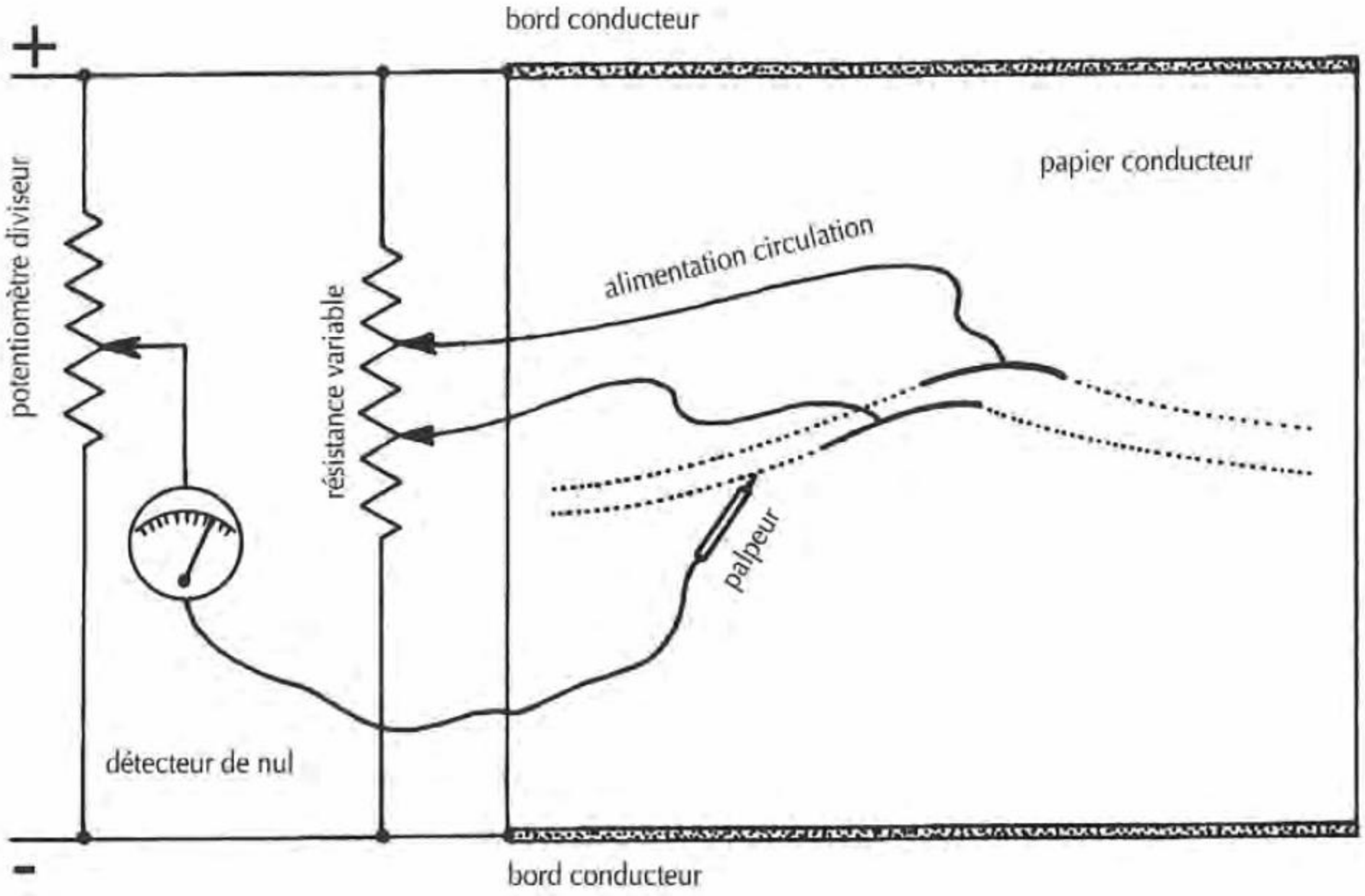


Fig. 2-1 • Le procédé rhéoélectrique permet de déterminer les formes des filets fluides. Un courant électrique traverse une feuille de papier spécial entre les deux bords de laquelle est créée une différence de potentiel. En l'absence de tout élément perturbateur les lignes équipotentielles seront parallèles entre elles et aux bords supérieur et inférieur de la feuille. Lorsque le profil à étudier est tracé sur le papier, sa présence va distordre les lignes équipotentielles. Pour simuler la circulation, le profil est alimenté avec un courant que l'on règle de façon à obtenir un profil satisfaisant de la ligne de séparation. Les lignes équipotentielles qui correspondent aux lignes de courant sont obtenues à l'aide de la sonde et du détecteur de nul.

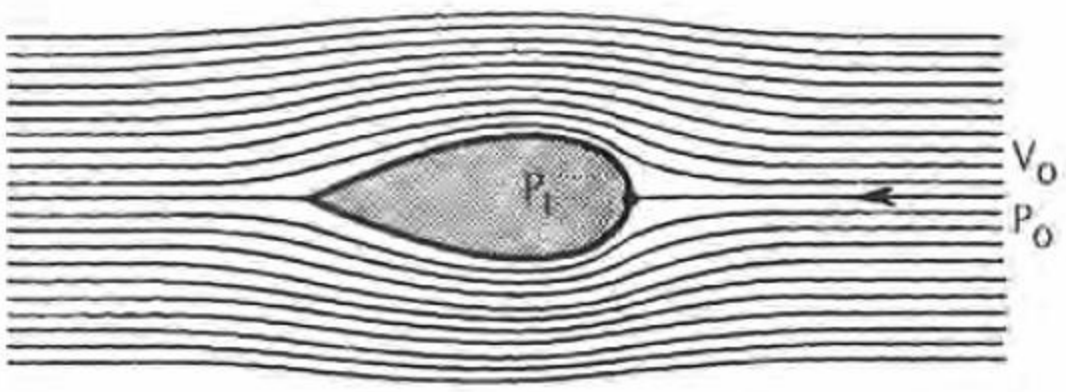


Fig. 2-2 • Trajet des lignes de courant autour d'un corps. La ligne de séparation du fluide aboutit au point d'arrêt où la pression P_t est égale à la pression statique P_o plus la pression dynamique $P_d = 1/2\ \rho\ V_o^2$.

parfaits. Celle-ci permet cependant de définir un certain nombre de notions de base.

Aujourd'hui, ce type d'étude n'est plus effectué avec le matériel physique décrit ci-dessus, mais à l'aide de logiciels informatiques beaucoup plus faciles d'utilisation

2 ÉTUDE THÉORIQUE DES ÉCOULEMENTS DANS LES FLUIDES PARFAITS

Ces écoulements, qui ne sont pas affectés par les effets de la viscosité sont appelés en mécanique des fluides, *écoulements à potentiel*.

La théorie de l'écoulement à potentiel permet de résoudre tous les problèmes d'écoulement autour d'un objet soit par des méthodes mathématiques soit par le procédé de l'analogie rhéoélectrique décrit ci-dessus ou une combinaison des deux.

Dans cette théorie les écoulements restent toujours limités entre les lignes de courant et l'une d'entre elles constitue *la ligne de séparation* des deux flux passant de part et d'autre de l'objet ou, si l'écoulement est étudié dans un plan vertical, l'un au-dessus, sur l'*extrados*, l'autre en dessous, sur l'*intrados*. La ligne de séparation aboutit à un *point d'arrêt* (FIGURE 2-2) où la vitesse est nulle et où la

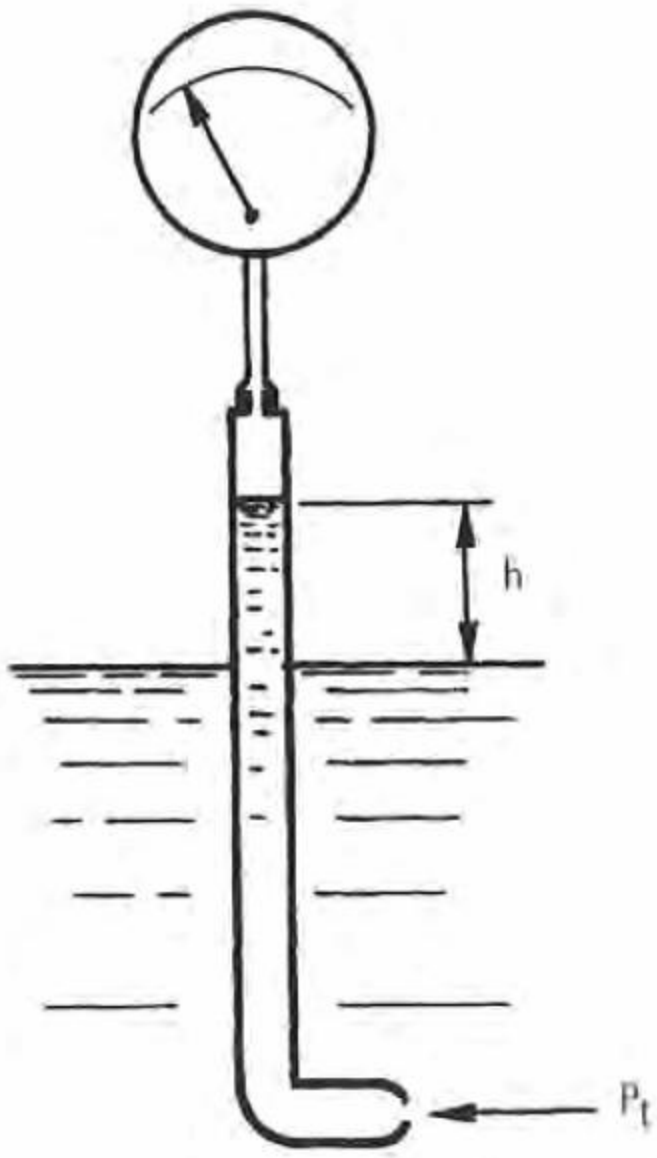


Fig. 2-3 • Tube de PITOT. Le point d'arrêt de la sonde est mis en liaison avec un manomètre mesurant la pression totale correspondant à une hauteur **h** de fluide.

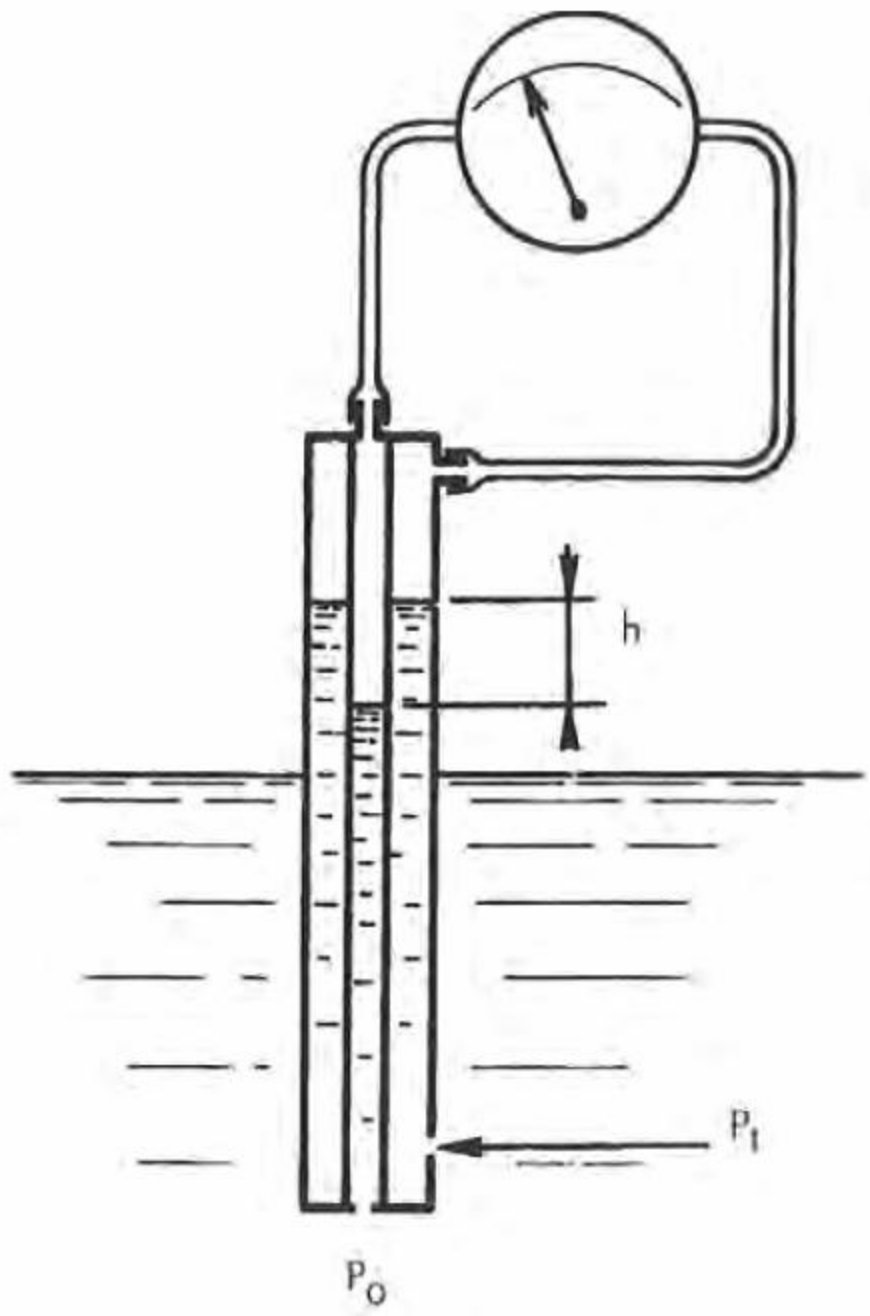


Fig. 2-4 • Speedomètre constitué d'un tube de PITOT et d'une prise de pression statique. Le manomètre mesure la différence de pression $P_t - P_o$, c'est-à-dire la pression dynamique P_d correspondant à la différence de hauteur **h**. On peut alors graduer le cadran du manomètre directement en vitesse.

pression totale P_t est égale à la somme de la pression dans le fluide P_o et de la pression dynamique :

$P_d = 1/2\ \rho\ V_o^2$ dérivée de l'équation de BERNOUILLI :

$P + 1/2\ \rho\ V^2 =$ Constante.

V_o étant la vitesse du fluide loin en amont du point d'arrêt.

Si l'on met le point d'arrêt en communication avec un manomètre on pourra mesurer la pression totale :

$P_t = P_o + P_d$.

Un tel appareil constitué d'un tube de diamètre assez faible pour ne pas perturber l'écoulement est appelé tube de PITOT et permet, en connaissant la valeur de P_o, de déduire la vitesse V_o (FIGURE 2-3).

Pour la mesure des vitesses des bateaux à moteur on utilise souvent le tube de PITOT seul. Placé à très faible profondeur, la valeur de P_o est négligeable par rapport à P_t.

Pour un voilier par contre on ne peut négliger P_o du fait des variations importantes de profondeur de la sonde et on combine alors le tube de PITOT avec une prise de pression statique, les deux sondes groupées aboutissant aux deux extrémités d'un manomètre qui mesure alors la différence entre P_t et P_o (FIGURE 2-4).

La graduation est calculée pour indiquer directement la vitesse **V**.

3 LES ÉCOULEMENTS DANS LES FLUIDES RÉELS

Comme nous l'avons déjà précisé, ce qui différencie le fluide réel du fluide parfait est l'existence de tensions tangentielles entre les filets, provoquant un entraînement progressif de ceux-ci selon un gradient de vitesse proportionnel au coefficient de viscosité **μ**.

a ▪ La viscosité

Dans la dynamique des fluides celle-ci n'intervient que dans son rapport à la masse spécifique μ/Q ou viscosité cinématique *ν*.

Celle-ci venant s'ajouter aux deux autres caractéristiques de l'écoulement, la vitesse et la longueur, ces trois variables se retrouvent dans ce qu'on appelle, du nom du physicien anglais qui en a émis les lois, le nombre de REYNOLDS $R_n = V \times L/\nu$ dans lequel **V** est la vitesse de l'écoulement et **L** la longueur de la paroi au contact *.

* Dans la pratique, on prend plus souvent pour **L** la distance en ligne droite entre le point d'attaque et le point de fuite, sans tenir compte de la courbure, ou même une longueur de référence.

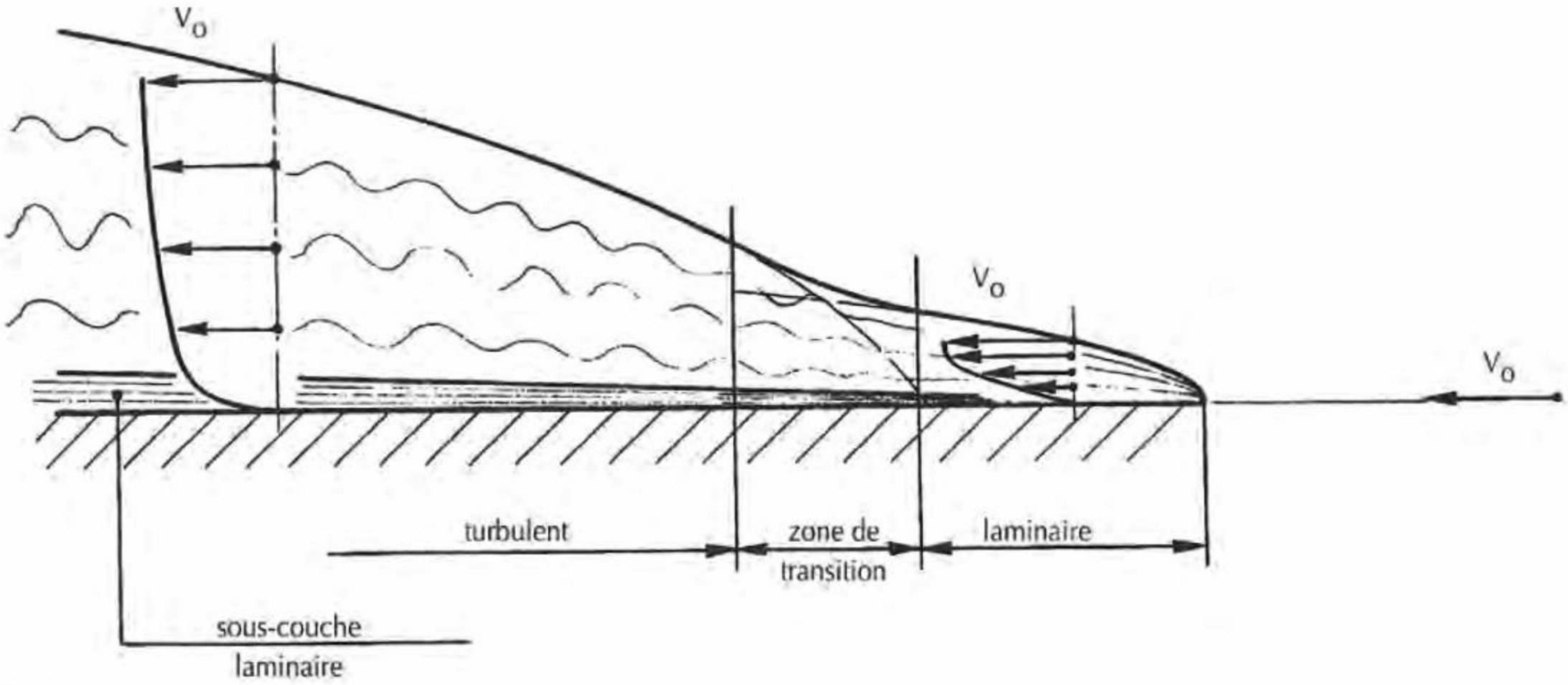


Fig. 2-5 • Les différents éléments caractéristiques de la couche limite sur une plaque plane.

Dans un système d'unités cohérentes avec par exemple ν en m²/s, **V** en m/s et **L** en m, $\mathbf{R_n}$ est constant.

Par ailleurs le nombre de REYNOLDS constitue un premier facteur de similitude car deux écoulements sont de même nature si leur nombre de REYNOLDS est égal.

C'est ainsi par exemple, que l'écoulement sur une dérive de 0,50 m de largeur se déplaçant dans l'eau douce à une vitesse de 3 m/s aura un nombre de REYNOLDS :

$\mathbf{R_n} = 3 \times 0{,}5/0{,}00000114 = 1\,315\,789$.

Pour obtenir le même écoulement, toujours dans l'eau douce sur une maquette à l'échelle 1/5e ayant donc 0,10 m de largeur, il faudrait que la vitesse soit égale à :

$\mathbf{R_n} \times \nu/\mathbf{L}' = 1315\,789 \times 0{,}00000114/0{,}1 = 15$ m/s.

Il serait également possible d'étudier cette maquette en soufflerie, comme cela fut fait à Nantes pour *Pen Duick III*. La vitesse devrait alors être égale à :

$1315\,789 \times 0{,}0000145/0{,}1 = 190$ m/s.

Le nombre de REYNOLDS réel est cependant presque toujours plus élevé en raison de la turbulence propre du fluide. Dans le vent par exemple, le nombre de REYNOLDS pratique peut être de 30 à 50 % supérieur à la valeur théorique selon les conditions météorologiques et la nature du terrain.

b ▪ Définition des écoulements

Si, dans un fluide circulant entre deux parois ou dans un tube, l'on émet un filet coloré, celui-ci garde son individualité tant que la vitesse est faible, l'écoulement est *laminaire*. Si la vitesse s'accroît on constate à un certain moment que si le filet reste rectiligne sur une certaine longueur, il se mélange ensuite rapidement au fluide qui l'entoure, l'écoulement est devenu *turbulent*.

c ▪ Étude de la couche limite

Si l'on observe l'écoulement le long d'une plaque immergée dans un courant on constate qu'au contact immédiat de celle-ci une mince pellicule est arrêtée, collée à la paroi par suite des forces résultant de l'attraction moléculaire, c'est la *pellicule absorbée*. Les couches suivantes, non soumises à l'attraction peuvent glisser sur les précédentes tout en restant tributaires des effets de la viscosité. Le passage de la vitesse 0, le long de la paroi, à **V** s'effectue à travers une certaine épaisseur de fluide, variable de l'avant à l'arrière de la plaque et où règne une agitation progressive.

Les phénomènes se produisant à l'intérieur de cette couche d'eau ont été étudiés au célèbre laboratoire de Göttingen par le physicien allemand L. PRANDTL qui lui a donné son nom de *couche limite*, puis par SCHŒNHERR et d'autres. C'est au sein de cette couche limite que se dissipe, sous forme de chaleur, l'énergie absorbée par le frottement des molécules du fluide les unes sur les autres.

La FIGURE **2-5** représente, à une échelle considérablement agrandie, l'aspect de la couche limite.

Sur l'avant de l'écoulement la couche est relativement mince et les molécules s'y déplacent de façon régulière, nous retrouvons là la caractéristique de l'écoulement laminaire. Puis, alors qu'une très fine sous-couche au contact de la couche absorbée reste laminaire, les molécules des couches voisines commencent à se mouvoir de façon plus

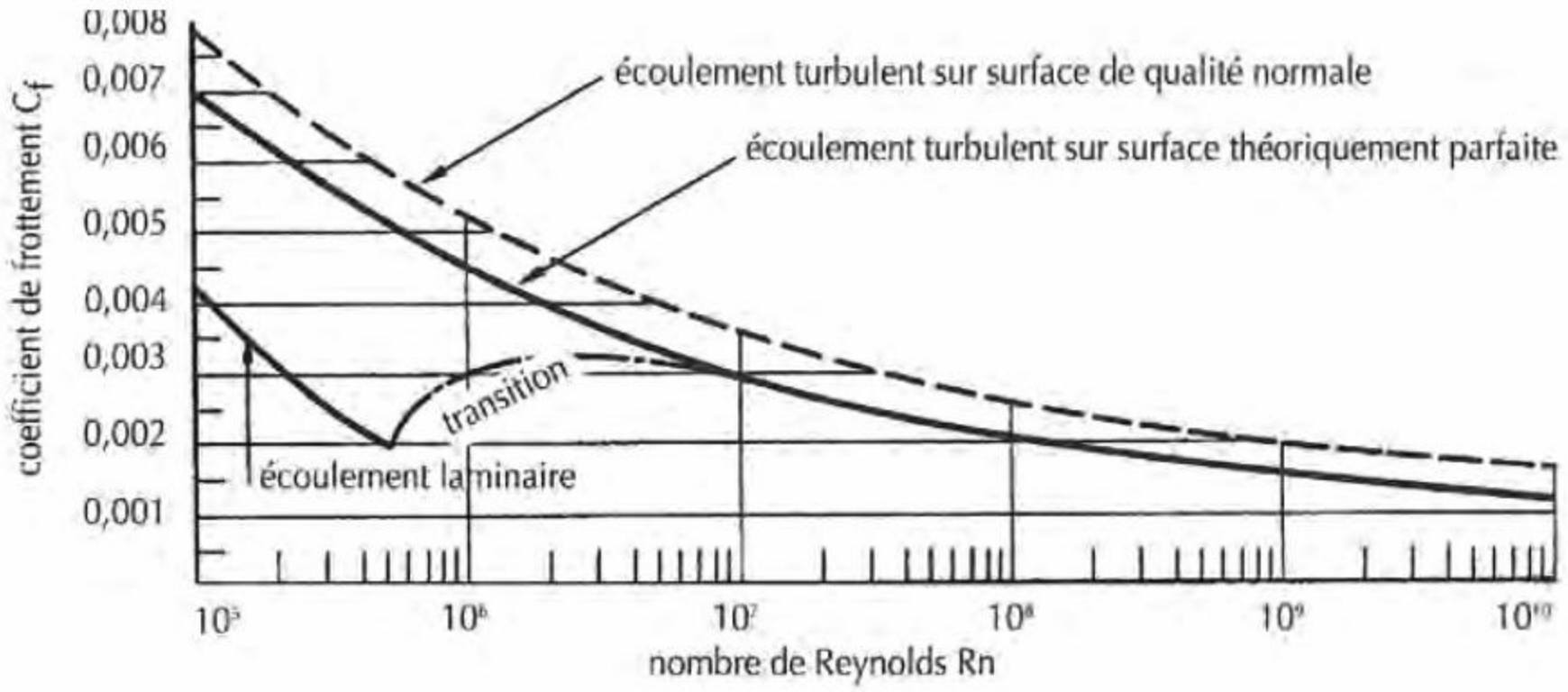


Fig. 2-6 • Courbe des coefficients de frottement en fonction du nombre de REYNOLDS selon SCHŒNNER.

désordonnée dans une zone de transition à la suite de laquelle l'écoulement devient nettement turbulent.

Le passage d'un type d'écoulement à l'autre se produit en un point baptisé *point de transition* correspondant à un nombre de REYNOLDS de transition ou critique qui se situe entre 90 000 (9×10^4) et 1 100 000 ($1{,}1 \times 10^6$) soit aux environs de 450 000 ($4{,}5 \times 10^5$). La position du point de transition qui se situe donc à une distance $\mathbf{l = R_c\ \nu/V}$ de l'extrémité avant est en effet sujette, même sur une plaque plane, à des variations importantes liées à la turbulence propre du fluide. On parlera donc plus généralement de zone que de point de transition.

Ainsi sur un bordé de dériveur de 5 m de long, à une vitesse de 1 m/s (environ 2 nœuds) on pourrait espérer que l'écoulement soit laminaire sur 1/10e environ de la longueur. Par contre la dérive du même bateau, si elle fait 0,50 m de large aura au maximum, sur son bord de fuite, un nombre de REYNOLDS de 450 000 ($4{,}5 \times 10^5$) et on pourra espérer qu'elle se trouvera entièrement en écoulement laminaire.

Dans la partie laminaire de l'écoulement, la variation de la vitesse dans la couche limite suit une loi sensiblement parabolique. Il en est de même pour l'épaisseur de la couche limite qui, en un point, situé à une distance **x** de l'extrémité avant, où le nombre de REYNOLDS atteint une valeur $\mathbf{R_X}$, a une épaisseur égale à environ $4{,}92 \times /\sqrt{\mathbf{R_X}}$. Le sommet de la parabole établissant la frontière de la couche limite laminaire se trouve au départ de l'écoulement. On voit que la couche limite sera d'autant plus mince que $\mathbf{R_X}$ sera plus élevé, c'est-à-dire que la longueur de l'écoulement ou la vitesse sont plus élevées ou que la viscosité cinématique est plus faible. Elle sera donc, à vitesse et longueur égales, beaucoup plus épaisse dans l'air que dans l'eau.

Ainsi pour $\mathbf{x} = 0{,}5$ m, $\mathbf{V} = 1$ m/s, $\mathbf{R_X}$ sera égal à $1 \times 0{,}5/0{,}0000145 = 34\,483$ pour l'air et à $1 \times 0{,}5/0{,}00000114 = 438\,596$ pour l'eau douce et l'épaisseur de la couche limite laminaire égale à $4{,}92 \times 0{,}5/\sqrt{34\,483} = 0{,}013$ m dans l'air et à $4{,}92 \times 0{,}5/\sqrt{438\,596} = 0{,}004$ m dans l'eau.

Dans la partie turbulente de l'écoulement l'épaisseur de la couche limite s'accroît de façon beaucoup plus rapide. Selon les mêmes facteurs que pour l'écoulement laminaire, $\mathbf{e = 0{,}38\ x \times \sqrt[5]{R_X}}$.

Les variations en fonction de $\mathbf{R_X}$ seront de même sens que pour l'écoulement laminaire mais moins rapides.

La sous-couche laminaire quant à elle est extrêmement mince, de l'ordre de $\mathbf{16\ x \times \sqrt{C_f}/\sqrt{R_X}}$. $\mathbf{C_f}$ étant le coefficient de frottement moyen sur l'ensemble de la surface. Nous verrons plus loin sa valeur.

En simplifiant on peut dire que l'accroissement des différentes couches est fonction de $\mathbf{x}^{0,1}$* pour la sous-couche laminaire, $\mathbf{x}^{0,5}$ pour la couche laminaire et $\mathbf{x}^{0,9}$ pour la couche turbulente.

Pour une carène de dériveur de 5 m de long à une vitesse de 1 m/s, soit à peu près 2 nœuds, et possédant une surface parfaitement lisse, régulière et polie cela donnerait :

- pour la sous-couche laminaire, 0,02 mm à 4 m de l'étrave ;
- pour la couche laminaire, 0,12 mm à 50 cm de l'étrave ;
- pour la couche turbulente, 110 mm à l'arrière.

* $x^{1/m} = m\sqrt{x}$.

d ▪ Résistance de frottement, rugosité

Les forces de frottement qui se développent à l'intérieur de la couche limite constituent la résistance de frottement dont la valeur $\mathbf{R_f = P_d \times S \times C_f}$, dans laquelle $\mathbf{P_d}$ est la pression dynamique (VOIR PAGE 38), **S** la surface au contact avec le fluide et $\mathbf{C_f}$ un *coefficient de frottement*. La valeur de $\mathbf{C_f}$, sera différente selon qu'on la considérera en un point de la surface ou en moyenne sur la longueur de l'écoulement. C'est cette dernière valeur, la seule utile pour nous, dont nous tiendrons compte.

La valeur de $\mathbf{C_f}$ va être fonction de l'écoulement, c'est-à-dire du nombre de REYNOLDS $\mathbf{R_n}$ et des imperfections que peut présenter la surface dans sa régularité comme dans sa rugosité.

Une discontinuité dans la régularité de la surface provoquera des tensions transversales à l'écoulement et par conséquent une augmentation de la turbulence au sein de la couche limite.

La rugosité agira, elle, directement au sein de la couche limite et il vient immédiatement à l'esprit qu'il existera une relation entre l'épaisseur de la couche limite et la hauteur **h** des rugosités admissibles. Pratiquement on peut admettre pour **h** les valeurs suivantes :

- surface poncée et polie : 0,0005 mm,
- peinture marine poncée : 0,05 mm,
- métal galvanisé : 0,15 mm,
- bois nu : 0,5 mm,
- bernacles : 5 mm.

La courbe de la FIGURE **2-6** donne les valeurs du $\mathbf{C_f}$, pour une surface théoriquement parfaite, telle qu'elle fut étudiée par SCHŒNHERR, alors que les courbes de la FIGURE **2-7** (travaux de NIKURADSE et SCHLICHTING) montrent de quelle façon s'accroissent les coefficients de frottement selon la rugosité relative de la surface, définie par le rapport entre la longueur **l** intéressée et la hauteur **h** de ses aspérités. On retrouve sur la COURBE **2-6** la discontinuité due au passage de

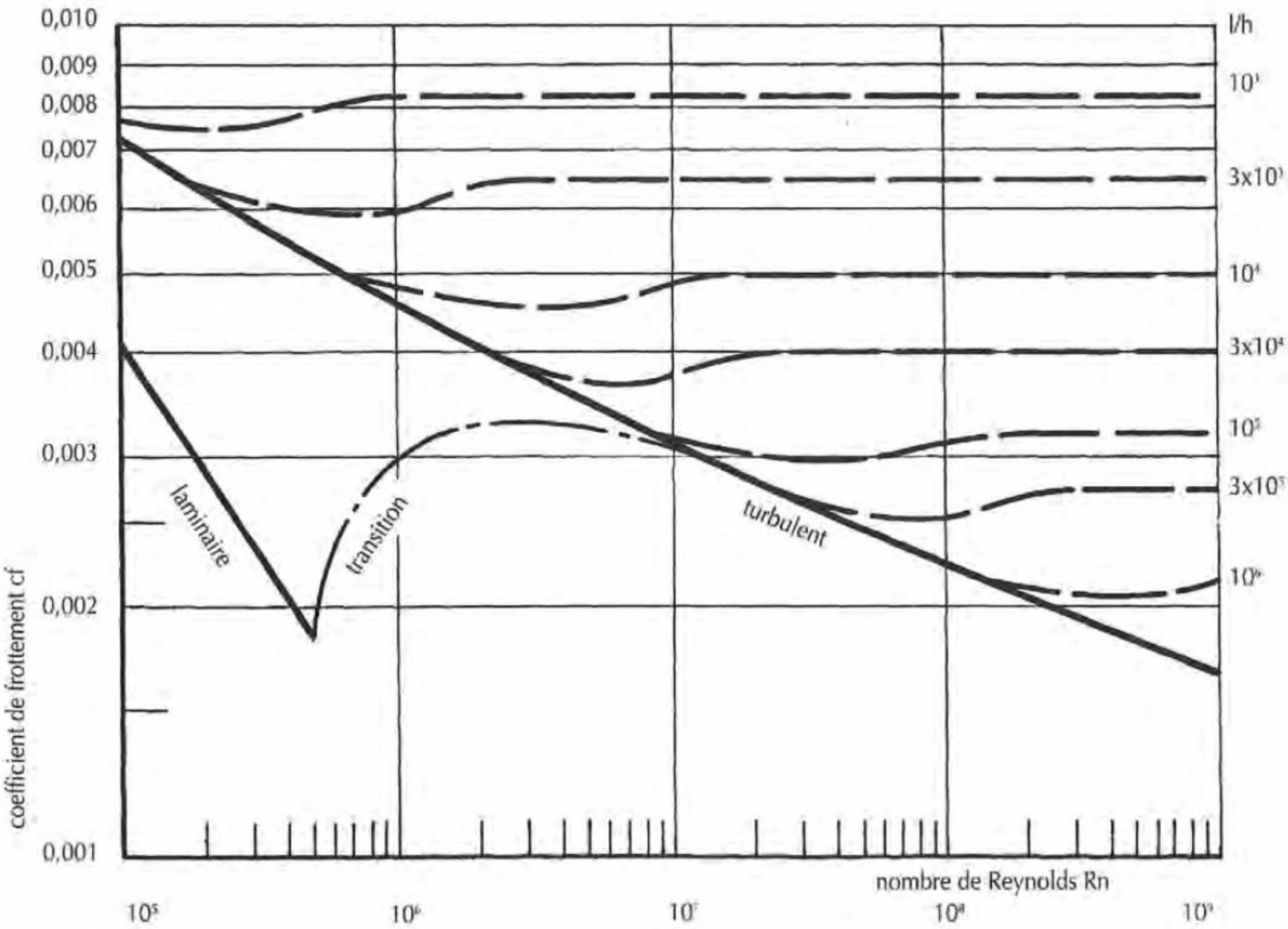


Fig. 2-7 • Courbes des coefficients de frottement pour des surfaces de rugosité **l/h** variables. **l** est la longueur de la surface et **h** la hauteur des irrégularités.

l'écoulement laminaire à l'écoulement turbulent dans la zone de transition. Pour l'écoulement laminaire la courbe de C_f, établie par BLASIUS suit la loi $C_f = 1{,}327/\sqrt{R_n}$ et celle de l'écoulement turbulent, étudié par PRANDTL et VON KARMAN, la loi $C_f = 0{,}072/\sqrt[5]{R_n}$.

Si nous appliquons à notre dériveur les valeurs fournies par les courbes de la FIGURE 2-7 dans le cas d'une peinture poncée ayant un *grain* de 0,05 mm soit $l/h = 100\,000$ (10^5), nous voyons que le coefficient de frottement remontera à partir de $R_n = 10^7$ soit 2,22 m/s.

Plus la longueur de l'écoulement sera faible et plus la rugosité de la surface devra être réduite pour obtenir un coefficient de frottement faible. Un aileron, une dérive, un safran, devront donc être l'objet de soins d'autant plus attentifs. Sur les carènes c'est essentiellement les parties avant qui devront être surveillées. Sur un bateau habitable, il faudra éviter de placer dans ces parties les prises d'eau ou les évacuations, les têtes de sondeur ou de speedomètre et tout ce qui pourrait former une protubérance. Il ne suffit cependant pas que l'état de surface soit aussi bon que possible mais il faut avant tout que la régularité de celle-ci soit parfaite car le moindre creux, la plus faible bosse, peuvent provoquer la mise en turbulence et même la séparation de la couche limite.

La rugosité des toiles à voiles est également très importante. Ainsi, à mi-hauteur de la grand-voile d'un 505 dont la corde serait de 2 m, le nombre de REYNOLDS, dans un vent de 5 m/s n'atteindrait que 690 000. Il serait alors possible, s'il n'y avait l'influence du mât, d'espérer encore un écoulement laminaire avec un $C_f = 0{,}0016$ ou à la rigueur un écoulement turbulent avec un $C_f = 0{,}005$. Mais il faudrait pour cela que la *rugosité relative* l/h soit inférieure à 10^4 c'est-à-dire que **h** soit inférieur à 0,2 mm. C'est à peu près ce que l'on peut obtenir sur un tissu polyester assez fortement calandré.

Nous verrons plus loin que la rugosité possède, en plus de ses effets sur la résistance de frottement, une influence néfaste sur la force que peut développer un plan porteur.

Sur les modèles utilisés pour les essais en bassin, il est difficile, compte tenu du nombre de REYNOLDS assez faible, d'être certain de la laminarité de l'écoulement et, encore plus de connaître avec précision le point de transition.

C'est pourquoi l'on est conduit à provoquer une stimulation de la turbulence empêchant la formation de tout écoulement laminaire. On peut alors plus facilement déterminer un coefficient de frottement moyen et calculer par ailleurs la part de la résistance globale à l'avancement due au frottement.

Ces *stimulateurs*, placés le long du bord d'attaque de la carène et de l'aileron, sont constitués de bandes de sable collées ou de petits picots plantés dans la coque.

Pour les essais en bassin, l'International Towing Tank Conference de 1957 a défini pour le coefficient de frottement $0{,}075/(\log R_n - 2)^2$ et l'on donne généralement à R_n les valeurs suivantes :

$R_{nc} = V \times 0{,}7\, L_f/\nu$ pour la carène

$R_{na} = V \times C_a/\nu$ pour l'aileron

$R_{ng} = V \times C_g/\nu$ pour le gouvernail

C_a et C_g sont la corde moyenne en mètres de l'aileron de quille et du gouvernail.

Depuis longtemps les chercheurs se sont penchés sur le problème de la réduction de la résistance de frottement. On a remarqué en effet que certains animaux marins, poissons ou mammifères, les dauphins en particulier, pouvaient atteindre des vitesses nettement supérieures à celles que leur permet leur musculature, si l'on tient compte des coefficients de frottement relativement élevés dus à la rugosité de leur peau. On s'est aperçu que ces coefficients étaient réduits par deux moyens, d'une part une adaptation de la forme du corps permettant un contrôle du recollement de la couche limite laminaire, d'autre part par l'exsudation de substances de la famille des polymères qui empêchent la mise en turbulence de la couche laminaire. Dans aucun cas, on le voit, il ne s'agit d'interposer un produit hydrofuge entre la surface et l'eau.

On a essayé de reproduire techniquement ces deux moyens. Pour le premier on a créé des revêtements souples en caoutchouc qui furent essayés, avec succès (semble-t-il car il s'agit d'études à caractère militaire, sur des torpilles et des sous-marins nucléaires. Des études effectuées par Boeing (2) pour la NASA ont montré qu'un revêtement constitué de nervures longitudinales de section triangulaire avec une profondeur et une largeur de 8/100 de millimètre apportait un gain théorique de 7 à 8 % sur la résistance de frottement et 5 à 6 % sur la résistance totale des bateaux d'aviron. Ces études étaient destinées à améliorer les performances des bateaux U.S. pour les J.O. de 1984. Des mesures réelles sur un 8 rameurs donnèrent un gain de 2,2 % et des essais en bassin sur un skiff (1 rameur) jusqu'à 10 % à une vitesse de 11 nœuds. On constata malheureusement une réduction progressive du gain au fur et à mesure du déroulement des essais (salissure, modification chimique du revêtement...). Le revêtement réalisé par la Société 3M a été utilisé sur le quatre barré qui a remporté la médaille d'argent lors de ces jeux. Le système de stries ne peut manquer de faire penser aux plis de la peau des rorquals. Quant au second procédé, il fut expérimenté par Britton CHANCE sur des 5,50 m J.I. avant les Jeux olympiques de 1968 et à la même époque sur le one tonner hollandais *De Schelde*. Une multitude de petits tubes perçant la coque le long du bord d'attaque de la carène permettaient d'injecter une solu-

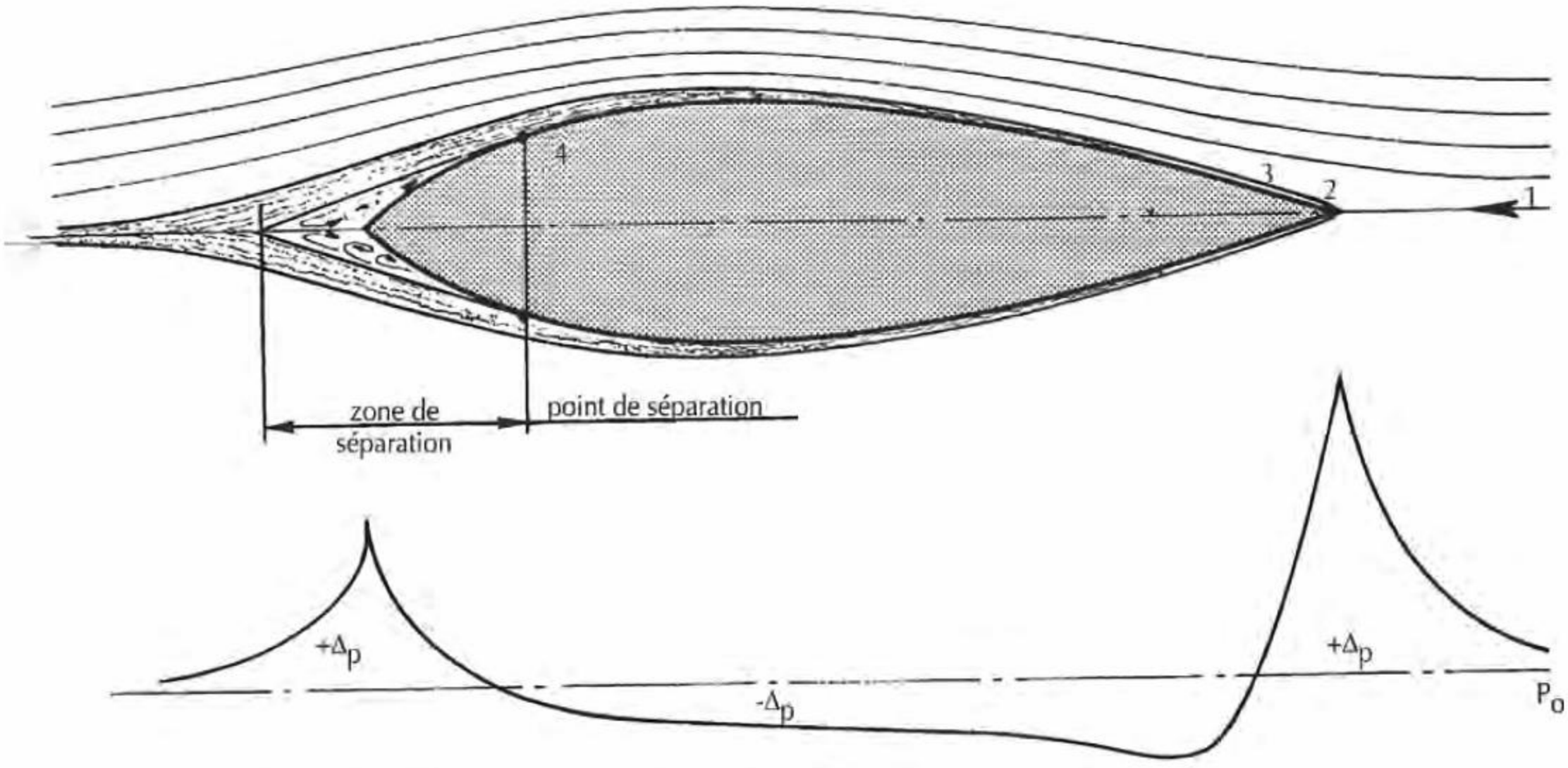


Fig. 2-8 • Séparation de la couche limite en arrière d'un corps profilé et variation de la pression.

tion de polymères. Les résultats semblaient intéressants bien que la quantité de solution nécessaire fut très importante, mais l'I.Y.R.U. a interdit l'usage de ce procédé qui favorisait trop les concurrents des pays à haut niveau technique. Depuis, les recherches se poursuivent dans les laboratoires des fabricants de peintures marines pour mettre au point un revêtement qui libèrerait dans l'eau les polymères nécessaires.

Malheureusement les recherches marquent le pas, faute d'un produit suffisamment efficace, pour ne pas devoir être utilisé en trop grande quantité.

e ▪ Séparation, ventilation, cavitation

Jusqu'à présent nous n'avons considéré que l'écoulement sur une surface plane. Il est bien certain que sur une surface courbe, certaines modifications vont apparaître, dues à la variation de la pression au contact de la surface sur la longueur de l'écoulement.

Dans un fluide venant à l'encontre d'un corps profilé la pression $\mathbf{P_t}$ sera égale à $\mathbf{P_o + P_d}$ (VOIR FIGURE 2-8, POINT 1).

A l'approche de la rencontre du corps les filets seront déviés de part et d'autre et la pression $\mathbf{P_t}$ sera augmentée d'une quantité $\mathbf{\Delta_p}$ (POINT 2). Mais dès que les filets d'eau infléchiront leur course dans l'autre sens $\mathbf{\Delta_p}$ deviendra négatif (POINT 3).

Tant que la pression $\mathbf{P_t - \Delta_p}$ restera suffisamment élevée à l'arrière du corps profilé les filets resteront collés à la surface. Mais dès que la pression $\mathbf{P_t - \Delta_p}$ ne sera plus suffisante (si les formes d'arrière se modifient trop brutalement par exemple), la couche limite se décollera à partir d'un point 4 appelé point de *séparation*.

Dans la zone de séparation entre la couche limite et l'arrière du corps se formera alors un ensemble de tourbillons et de contre-courants, le tout se traduisant par des courbes de vitesse comme celles de la FIGURE **2-9**. Il s'en suivra bien sûr un accroissement de résistance dont le cœfficient sera cependant à peu près constant quels que soient le nombre de REYNOLDS et la vitesse.

Par contre on comprendra facilement que l'apparition de la séparation et la position du point de séparation dépendront de la valeur de $\mathbf{P_t - \Delta_p}$.

De chaque côté de cette zone de transition l'écoulement continuera à s'effectuer comme si celle-ci constituait un prolongement du corps.

Si maintenant nous considérons un corps profilé non plus entièrement plongé dans un fluide, de pression $\mathbf{P_o}$ uniforme, mais à cheval sur l'eau et l'air (FIGURE **2-10**) la pression $\mathbf{P_o}$ dépendra de la profondeur d'immersion et sera alors la somme de $\mathbf{P_a}$ (pression atmosphérique) et $\mathbf{P_h}$ (pression hydrostatique). $\mathbf{P_h}$ et par conséquent $\mathbf{P_t - \Delta_p}$ diminuant au fur et à mesure que l'on s'élève vers la surface, le point de séparation avancera. De plus l'air pourra venir remplir un trou au centre de la zone de séparation. Dans ce cas, la position du point de séparation avancera avec la vitesse et sera fonction du nombre de REYNOLDS. Ainsi une coque en

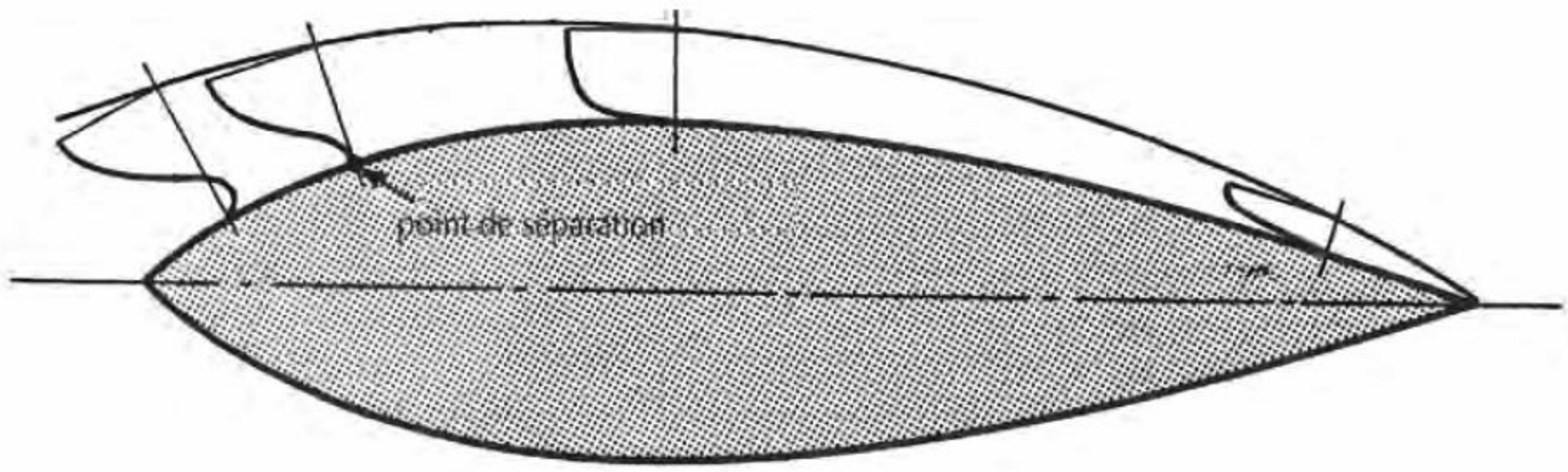


Fig. 2-9 • Évolution du gradient de vitesse dans une couche limite avec séparation.

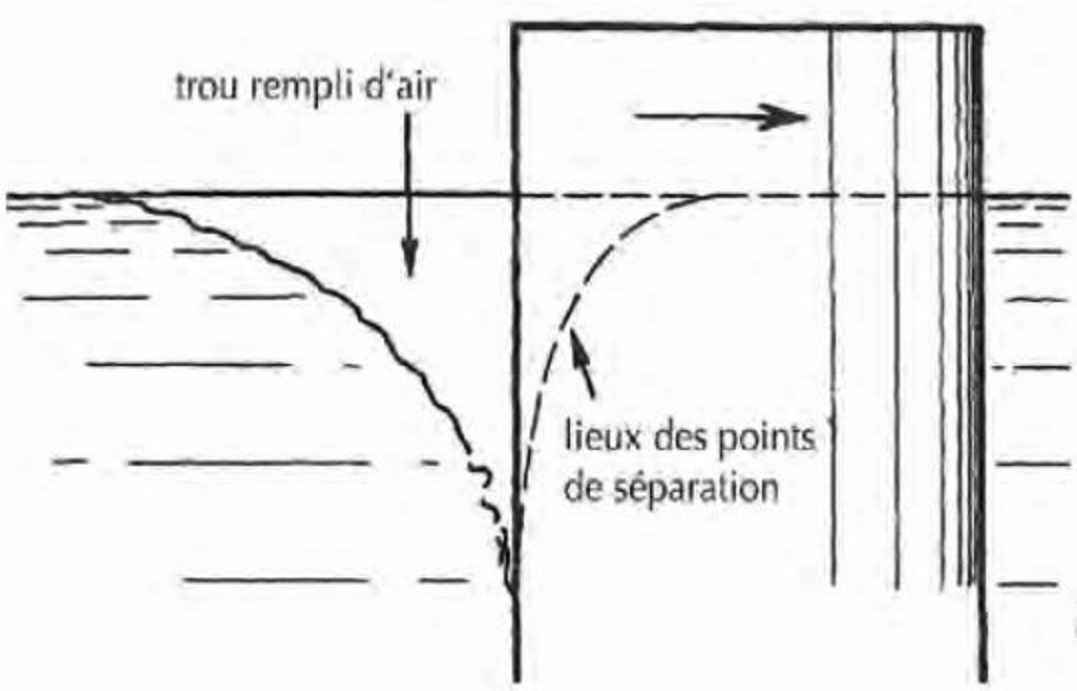


Fig. 2-10 • Evolution des lieux des points de séparation sur un corps à cheval sur la surface de séparation de l'air et de l'eau.

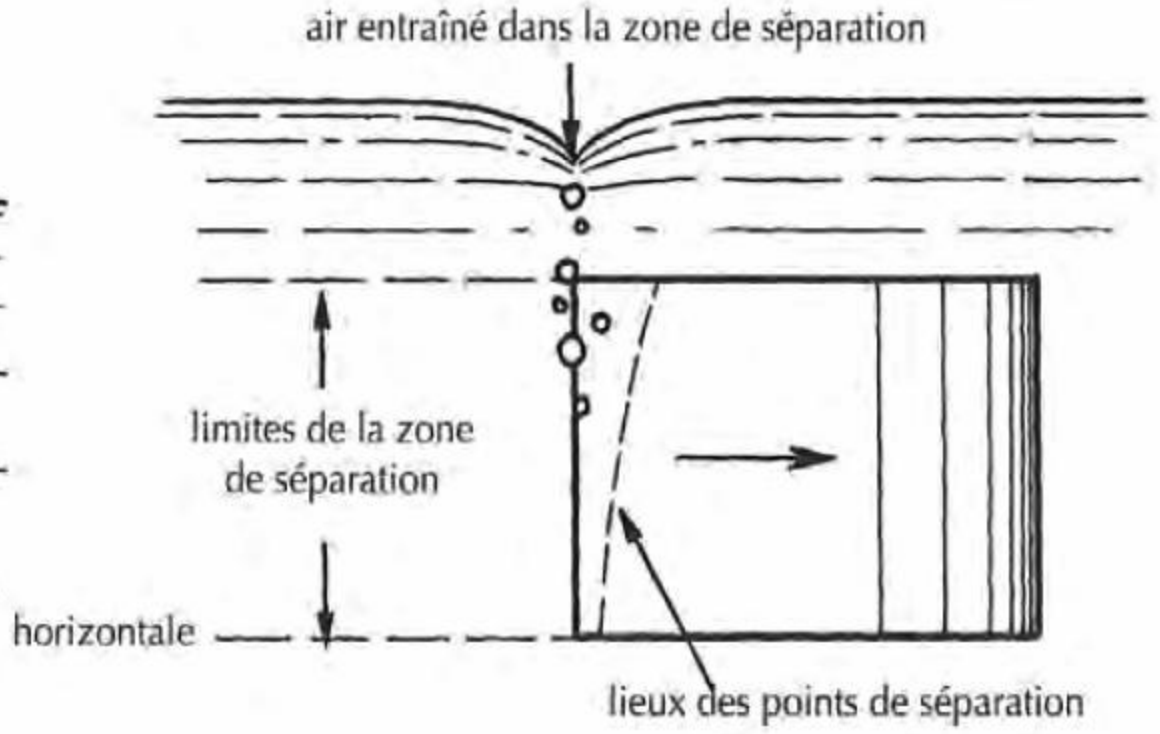


Fig. 2-11 • Aération de la zone de séparation d'un corps se déplaçant sous la surface de séparation de l'air et de l'eau.

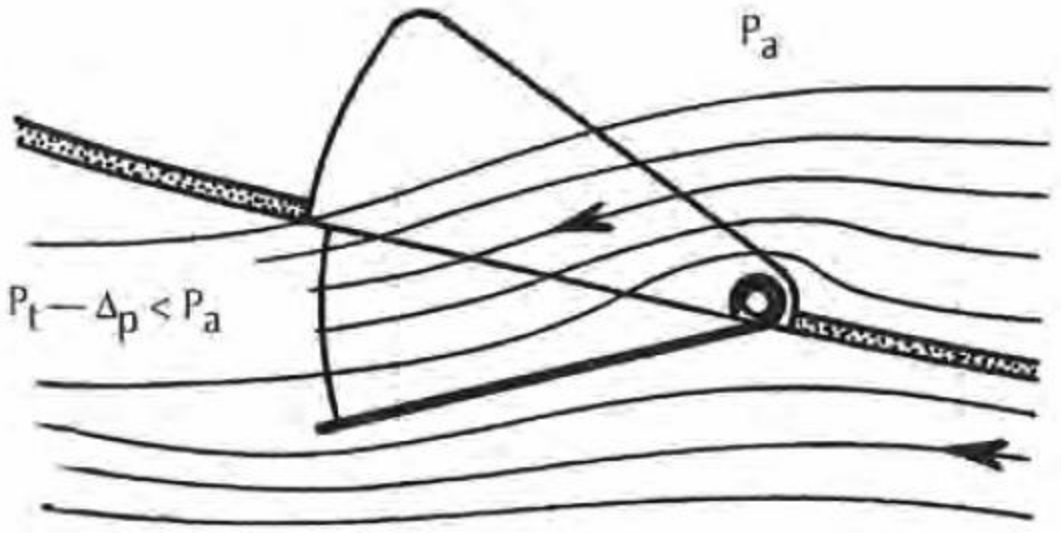


Fig. 2-12 • Principe de fonctionnement d'un vide-vite. La zone de séparation créée par l'ouverture de l'opercule en arrière de celui-ci se trouve à une pression $P_t - \Delta_p$ inférieure à la pression atmosphérique P_a.

grandeur et son modèle présenteront les mêmes phénomènes au même nombre de REYNOLDS.

Si le corps est entièrement sous la surface mais à une distance assez faible, la pression $P_t - \Delta_p$ pourra être assez basse pour que des bulles d'air puissent être attirées depuis la surface, c'est le phénomène que l'on appelle *aération* ou *ventilation* (FIGURE 2-11). Lorsque $P_t - \Delta_p$ devient inférieur à P_a on se trouve dans le cas d'utilisation des vide-vite ou bailers. L'eau qui se trouve à l'intérieur de la coque est alors aspirée à l'extérieur (FIGURE 2-12).

La ventilation est un phénomène que l'on rencontrera souvent, non seulement sur les hélices des bateaux à moteur, où on la confond souvent avec la cavitation, mais aussi sur les plans perçant la surface comme les hydrofoils et plus simplement les safrans fixés au tableau comme ceux des dériveurs.

On peut réduire considérablement la résistance due à la séparation en faisant communiquer la zone de séparation

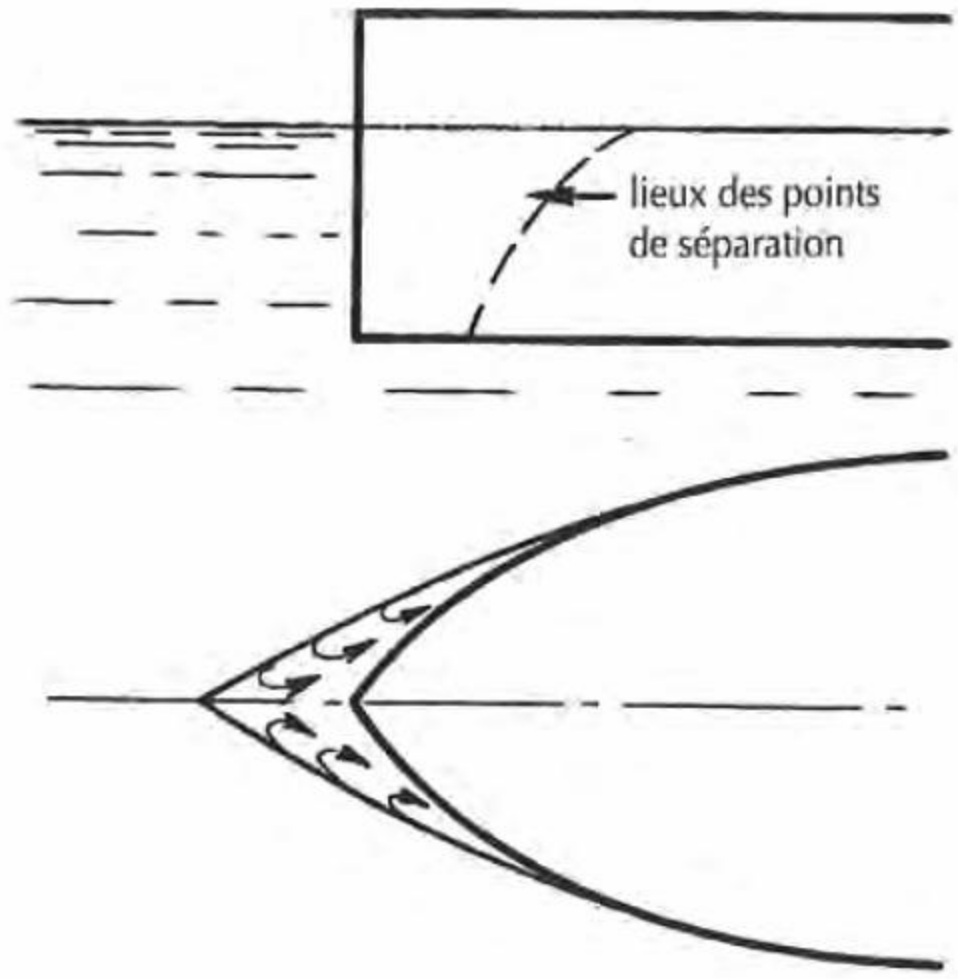


Fig. 2-13 • Lorsque la pression $P_t - \Delta_p$, dans la zone de séparation située à l'arrière d'un objet semi-immergé est inférieure à la pression atmosphérique P_a, on peut tronquer l'arrière de l'objet à la limite des points de séparation. Le fluide dans la partie tronquée se trouve alors à la pression P_a et la résultante de traînée est alors plus faible. Mais le processus n'est pas valable aux très faibles vitesses si le rapport hauteur/largeur de la troncature est trop élevé. Il est compliqué de plus par les modifications de pression provoquées par les vagues de translation.

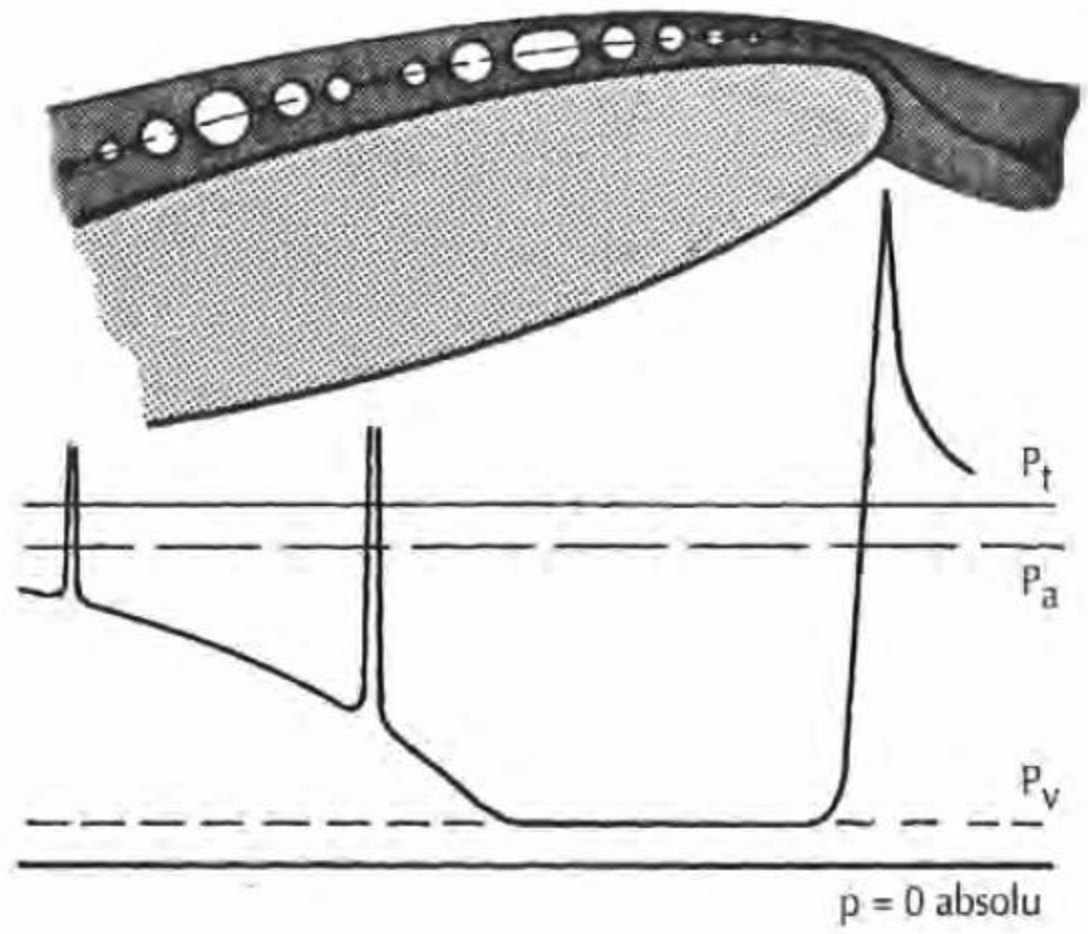


Fig. 2-14 • Cavitation. Lorsque la pression locale tombe au niveau de la pression de vapeur, des bulles se forment qui implosent en libérant une grande énergie provoquant des surpressions très localisées et très élevées, et entraînant l'érosion de la surface. Les pics de la courbe de pression correspondent à ces implosions.

avec l'atmosphère. On peut alors tronquer toute la partie située en arrière du point de séparation (FIGURE 2-13).

En plus de la résistance propre qu'elle apporte, la séparation a un effet néfaste sur la résistance de forme pour les corps totalement immergés ou pour la résistance de vagues pour les coques. Il est difficile d'en déterminer la valeur propre et sa part dans ces résistances particulières, elle se trouve donc intégrée dans la résistance de forme ou la résistance résiduelle.

Si l'on suppose maintenant que le corps est immergé suffisamment profondément pour que la ventilation ne puisse se produire et que la pression au contact de la couche limite tombe à une valeur proche de zéro et inférieure à la *tension de la vapeur*, il se forme dans l'eau des bulles qui se remplissent immédiatement de vapeur d'eau ou de gaz, exactement comme lorsque l'on fait bouillir de l'eau (FIGURE 2-14). Le phénomène, appelé *cavitation*, équivaut à ce qui se passe lorsque l'on porte de l'eau à une altitude élevée ; la diminution de la pression atmosphérique abaisse la température d'ébullition.

Les bulles qui se forment implosent rapidement avant de se reformer selon un processus trop long à expliquer ici mais qui provoque des accroissements alternatifs de pression locale pouvant atteindre plusieurs centaines de bars, entraînant une érosion rapide de la surface du corps. Mais la cavitation peut également se développer sous la forme

d'une véritable feuille couvrant partiellement ou totalement la surface intéressée. Dans ce dernier cas on parle de supercavitation (FIGURE 2-15). Celle-ci est recherchée sur les hélices tournant à grande vitesse avec des angles d'incidence très forts car elle permet d'éviter l'érosion et supprime tout frottement sur la surface.

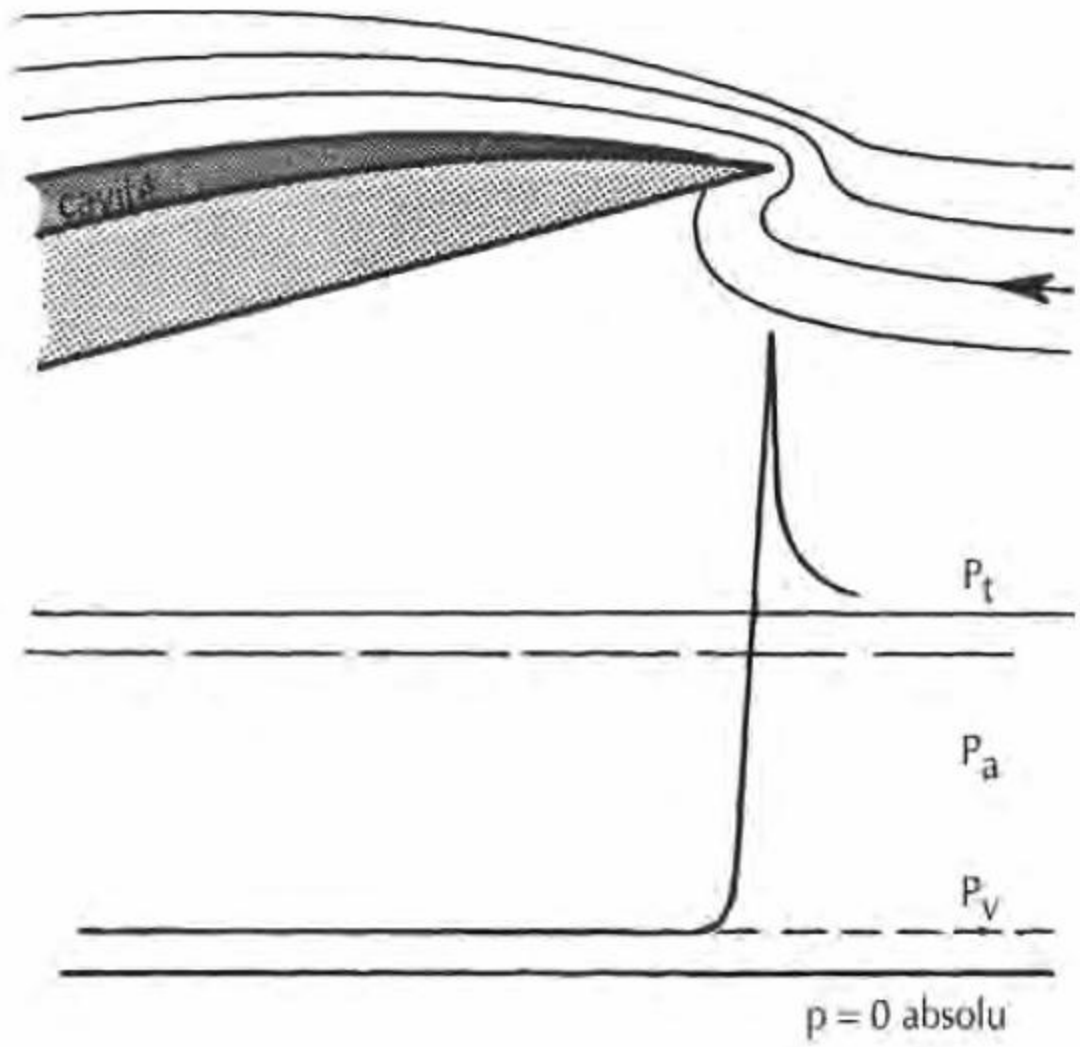


Fig. 2-15 • Dans la supercavitation les bulles multiples deviennent une seule cavité couvrant toute la surface et se referment en arrière de celle-ci. On évite l'érosion et l'écoulement s'effectue autour de la cavité sans présence d'une couche limite.

f ▪ Résistance de forme • sillage

Avec l'étude de la séparation nous avons abordé les écoulements sur un corps profilé offrant une certaine épaisseur et non plus sur une plaque sans épaisseur.

Si nous considérons un corps immergé totalement dans un fluide parfait de pression $\mathbf{P_0}$ uniforme (FIGURE 2-16), nous observerons qu'à l'avant de celui-ci, dans la zone où les filets s'infléchissent pour s'écarter, le gradient de pression $\mathbf{P_t = P_0 + \Delta_p}$ s'accroît.

Mais aussitôt la pression diminue pour atteindre une valeur $\mathbf{P_0 - \Delta_p}$ minimum au maximum de largeur du corps. En arrière de ce point la pression remonte progressivement à $\mathbf{P_0 - \Delta_p}$ maximum pour revenir à $\mathbf{P_0}$ en arrière du corps.

Parallèlement, selon la *loi de* BERNOUILLI, les vitesses diminuent dans les zones de $\mathbf{\Delta_p}$ positif et augmentent au-delà de $\mathbf{V_0}$ dans la zone de $\mathbf{\Delta_p}$ négatif.

Les composantes horizontales des pressions sur l'avant et l'arrière du corps sont de sens contraire et s'annulent, dans un fluide parfait un corps ne rencontre donc pas de résistance à son déplacement. C'est le *paradoxe* de d'ALEMBERT. Mais dans un fluide réel nous avons vu que la couche limite, éventuellement la séparation, venaient modifier la forme virtuelle du corps et altérer les mouvements du fluide. Si l'écoulement sur la partie avant du corps reste proche de l'écoulement dans les fluides parfaits avec création d'une force axiale dirigée vers l'arrière, il n'en est rapidement plus de même dès que l'on recule vers l'arrière et la résultante des composantes axiales ne peut plus alors être nulle. Par ailleurs la surface courbe présente une longueur développée plus grande que la longueur de la surface égale, mais plane, servant de référence au calcul de la résistance de frottement. Il en découle donc une augmentation de la vitesse de l'écoulement et du frottement réel en résultant. L'ensemble de ces deux phénomènes qui se traduit par une différence entre la résistance mesurée et la résistance de frottement calculée est la résistance de forme $\mathbf{R_f = P_d \times S \times C_x}$ où $\mathbf{P_d}$ est toujours la pression dynamique, **S** la surface frontale présentée au flux et $\mathbf{C_x}$ un *coefficient de forme*.

Le coefficient de forme $\mathbf{C_x}$ reste constant, dans un type d'écoulement donné, quel que soit le nombre de REYNOLDS mais il variera bien sûr considérablement selon la forme du corps.

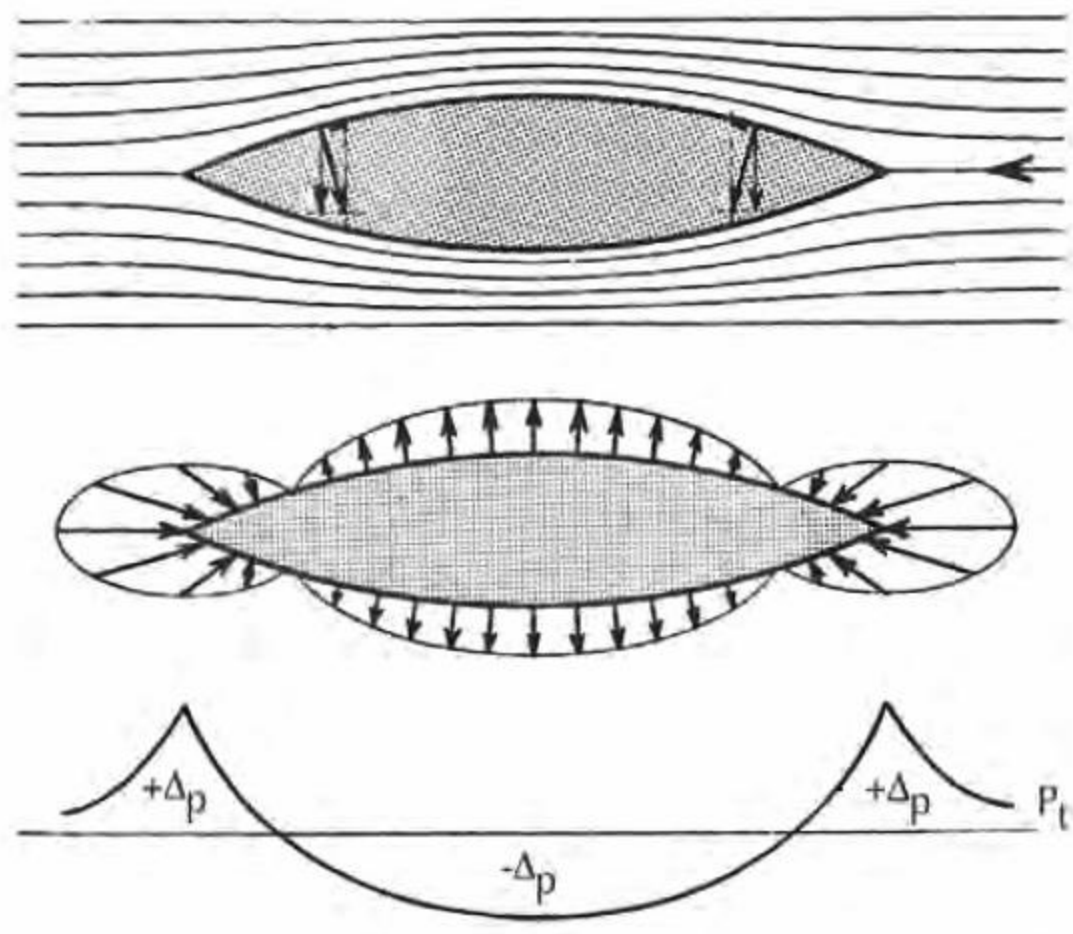


Fig. 2-16 • En fluide parfait il n'y a pas de résistance de forme car les écoulements s'effectuent de façon parfaitement symétrique et les résultantes de pression avant et arrière s'annulent.

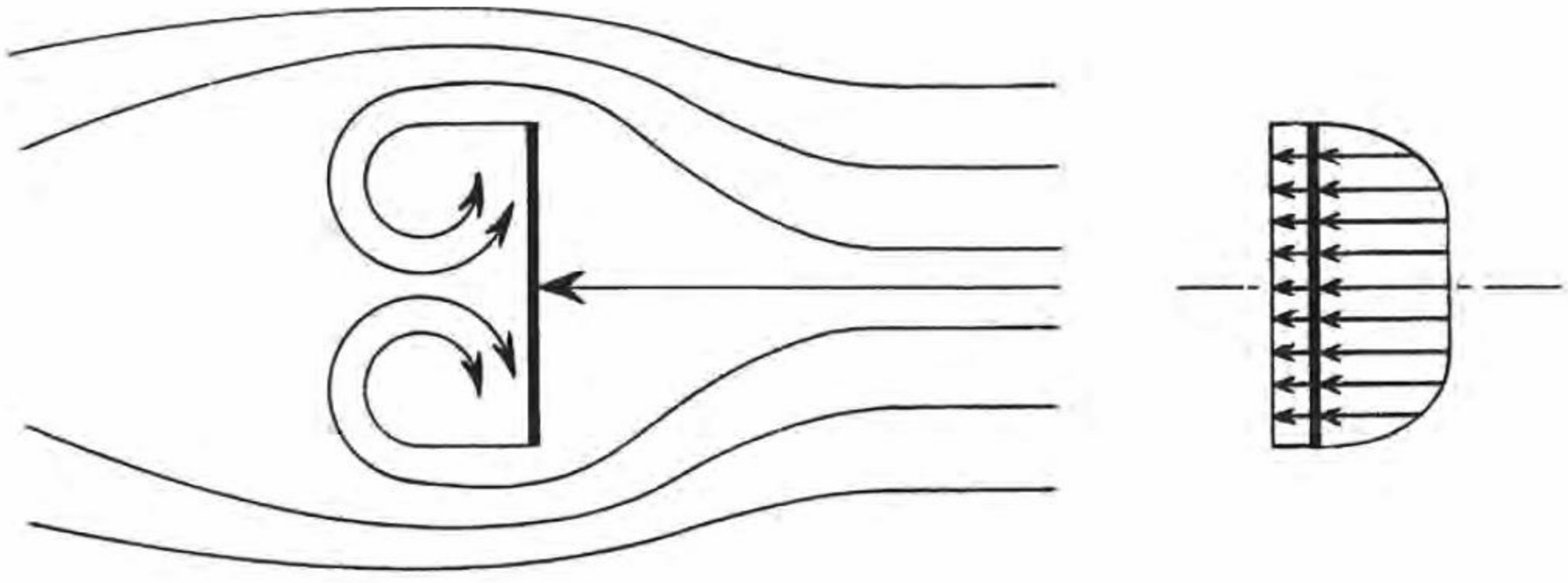


Fig. 2-17 • L'écoulement autour d'une plaque plane perpendiculaire provoque une séparation sur le pourtour de celle-ci. Le coefficient de pression moyen sur la face avant d'un disque atteint 0,83 alors qu'il n'est que de - 0,29 sur la face arrière.

Pour une plaque plane placée perpendiculairement au flux (FIGURE **2-17**) la résistance de frottement est très réduite. Par contre la séparation étant rapide et brutale le coefficient de forme aura une valeur pratiquement constante égale à 1,15 si la plaque est carrée, 1,16 s'il s'agit d'un disque rond et 1,2 à 2 pour une plaque rectangulaire selon son rapport hauteur/largeur.

Le problème devient intéressant à étudier dès que l'on aborde un corps profilé et même un simple cylindre.

La FIGURE **2-18** représente la variation du *coefficient de résistance totale* $\mathbf{C_t}$ (c'est-à-dire $\mathbf{C_f + C_x}$) pour un cylindre de longueur très grande par rapport à son diamètre, un hauban par exemple. En regard de l'échelle des nombres de REYNOLDS sont représentées les différentes formes de l'écoulement.

Au régime inférieur à $\mathbf{R_n} = 1$, appelé *régime de* STOKES, il n'y a pas de décollement des filets, l'écoulement est entièrement laminaire.

Jusqu'à $\mathbf{R_n} = 15$ à 20 se produit un épaississement de la couche limite en arrière du cylindre (**a**).

Au-delà de $\mathbf{R_n} = 20$, apparaît un décollement des filets sur l'avant du milieu et la formation de deux tourbillons fixes symétriques (**b**) qui augmentent progressivement de volume et s'éloignent en $\mathbf{R_n} = 100$ à 150.

Lorsque la vitesse continue à augmenter les tourbillons prennent naissance alternativement sur les deux côtés du cylindre, c'est le régime des *tourbillons alternés* de BÉNARD et KARMAN (**c**). Ce régime se maintient jusqu'à $\mathbf{R_n} = 2\,500$ à partir duquel les tourbillons diffusent en donnant naissance à un régime turbulent formant un large sillage dont le point de décollement est sensiblement à 80° de l'axe (**d**).

Pour une valeur de $\mathbf{R_n} = 300\,000$ à 500 000 le mouvement turbulent atteint toute la couche limite et le point de décollement recule en arrière du milieu jusqu'à 120° environ (**e**). On a atteint le nombre de REYNOLDS *critique* $\mathbf{R_c}$ qui sépare le premier régime du second régime et correspond à une chute brutale du coefficient de résistance $\mathbf{C_t}$. Pour un hauban de 4 mm de ø, placé dans un vent de 4 m/s, le nombre de REYNOLDS sera $\mathbf{R_n} = 4 \times 0{,}004/0{,}0000145 = 1\,103$, le régime sera celui des tourbillons alternés pour lequel le graphique FIGURE **2-18** donne pour $\mathbf{C_t}$ une valeur de 0,95.

Dans les mêmes conditions, un mât de 100 mm de ø aura un $\mathbf{R_n} = 27\,600$ et se trouvera donc en régime turbulent avec un coefficient $\mathbf{C_t} = 1{,}2$.

On voit qu'il sera souvent intéressant de diminuer le nombre de REYNOLDS critique afin de se trouver dans le second régime. Ce sera souvent le cas en particulier pour les mâts. Divers moyens permettent d'y arriver par exemple en collant sur le mât un mince fil en deux points placés en avant des points de décollement soit à 150° environ l'un de l'autre. Le vent venant d'un bord ou de l'autre selon l'amure, il faut quatre fils disposés comme sur la FIGURE **2-19**.

On peut également provoquer la mise en turbulence en dotant le mât de stimulateurs de turbulence qui peuvent être des bandes rapportées comportant un dessin en zigzags ou des picots.

Le même type de stimulateur de turbulence peut être utilisé sur les ailerons et les safrans. Ceux-ci peuvent être constitués d'une simple petite nervure de moins de 1 mm de hauteur, placée à 25 % de la corde du profil.

Les gréements et la plupart des mâtures n'atteignent presque jamais le nombre de REYNOLDS critique et offrent,

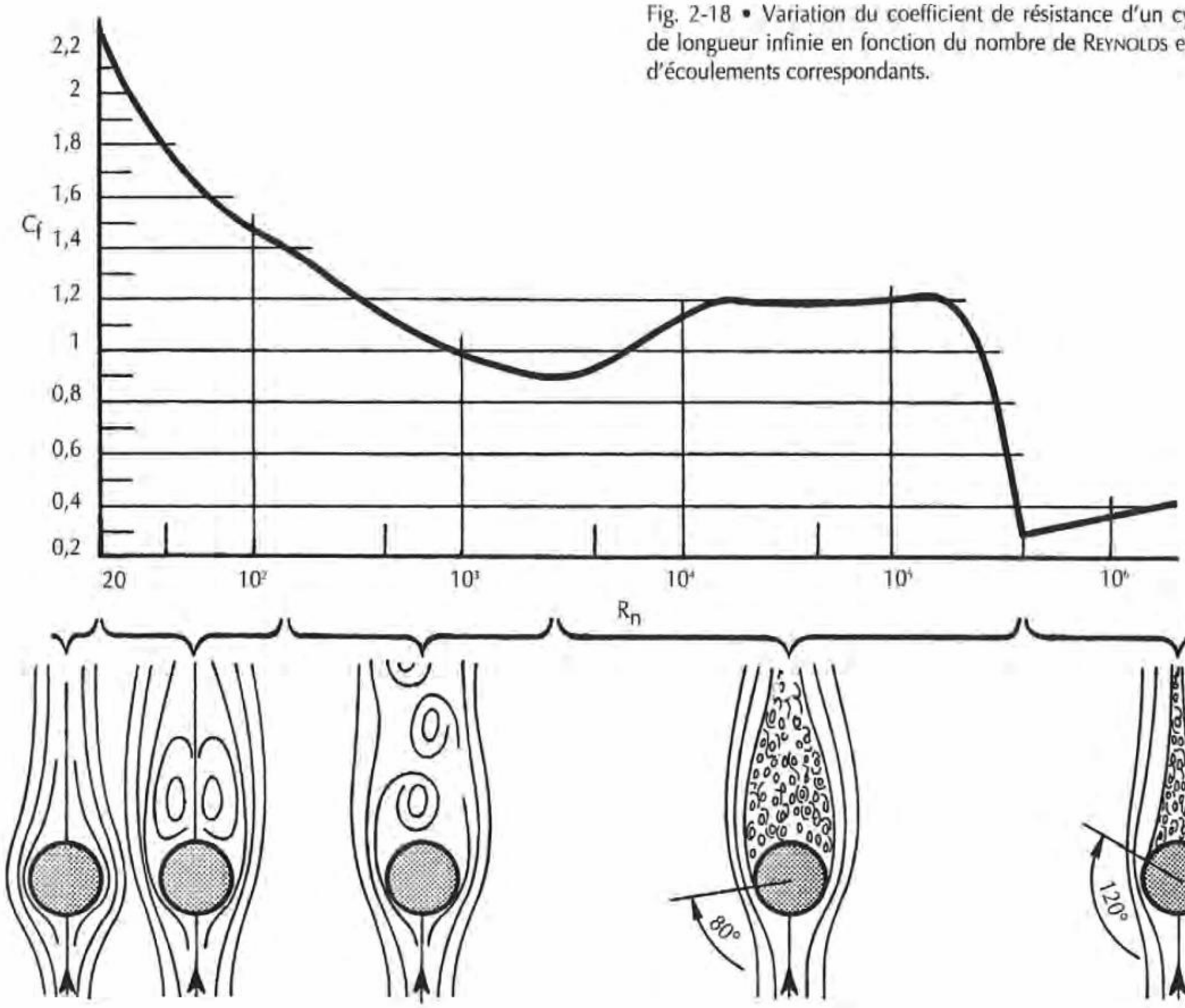


Fig. 2-18 • Variation du coefficient de résistance d'un cylindre de longueur infinie en fonction du nombre de REYNOLDS et types d'écoulements correspondants.

par conséquent, une forte résistance à l'air comme nous le verrons au CHAPITRE **VI-A-1**.

Dans le cas d'un corps profilé la part de la résistance de forme dans la résistance totale est faible et cela d'autant plus que la section frontale est elle-même réduite. Ainsi pour un profil de rapport épaisseur longueur de 1/16, l'augmentation de résistance par rapport à la résistance de frottement n'est que de 8 % alors qu'elle atteint 30 % pour un profil deux fois plus épais (FIGURE **2-20**).

Pour une plaque d'épaisseur non négligeable (1/30), mais à faces parallèles, l'augmentation de résistance atteint 150 %, ce qui montre l'intérêt qu'il y a pour tous les appendices à être profilés et pour une longueur donnée à être aussi minces que possible, compte tenu de la résistance mécanique nécessaire comme c'est le cas pour une dérive ou un aileron.

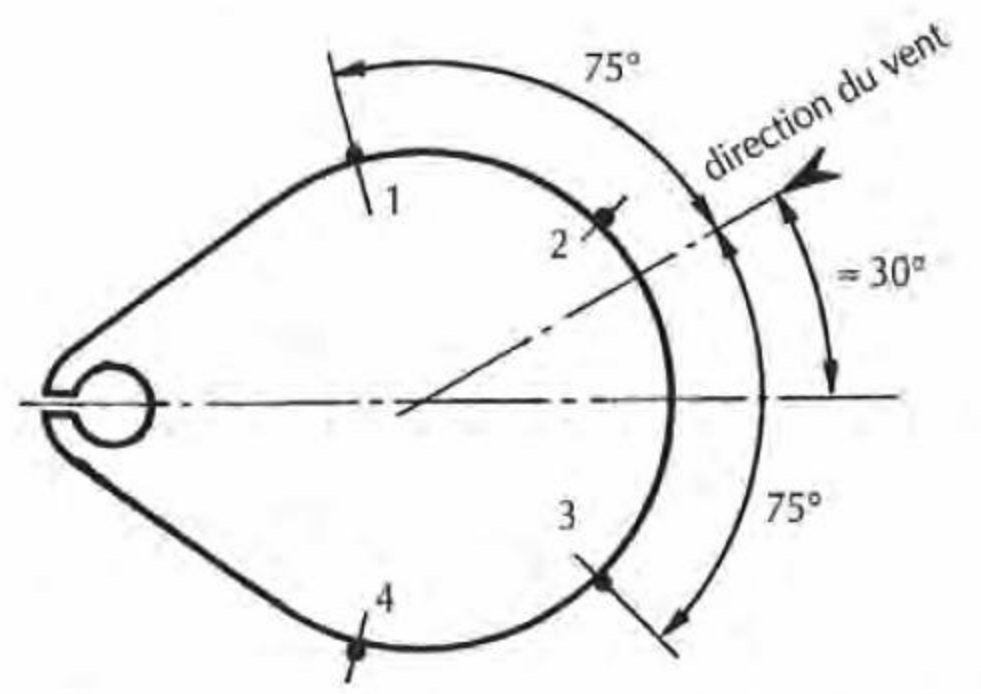


Fig. 2-19 • Disposition des stimulateurs de turbulence sur un mât destinés à provoquer le passage de l'écoulement en second régime. Bâbord amures ce sont les fils 1 et 3 qui servent, tribord amures les fils 2 et 4.

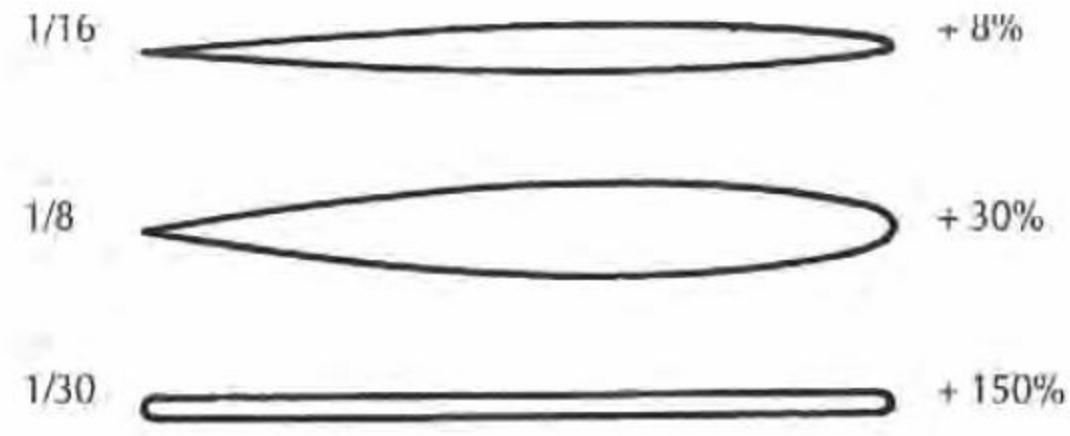


Fig. 2-20 • Augmentation de la résistance totale due à la résistance de forme pour un profil mince, un profil épais et une plaque plane.

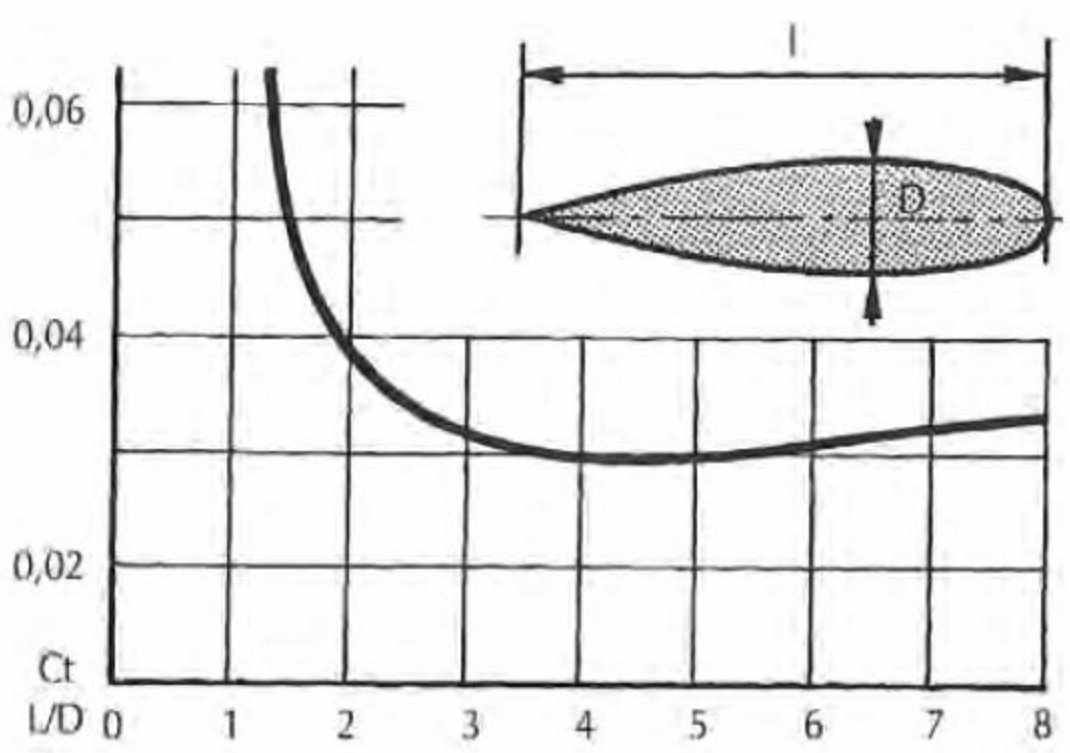


Fig. 2-21 • Variation de la résistance totale pour un corps profilé de révolution de volume donné. Le rapport longueur/diamètre optimum se situe vers 4,5.

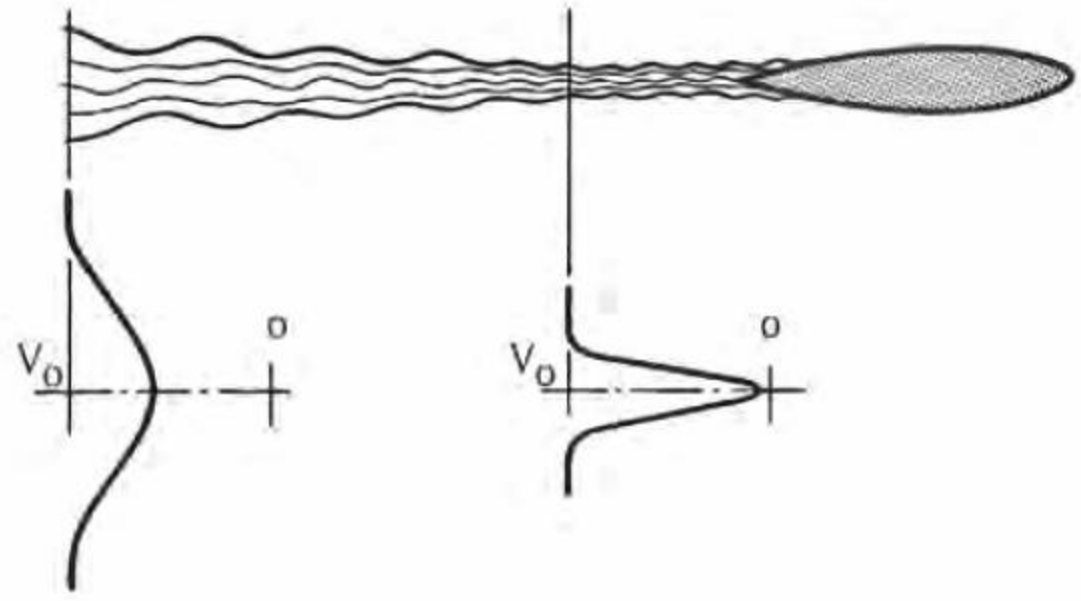


Fig. 2-22 • Évolution du sillage et variation de la vitesse à l'intérieur de celui-ci.

Cependant, il ne faudrait pas en conclure qu'il faut toujours aplatir au maximum la section. Ainsi pour un bras profilé de section définie le meilleur rapport **e/l** se situe aux environs de 1/3,3 pour lequel le $\mathbf{C_t}$ tombe à 0,048 alors qu'il serait de 0,1 pour **e/l** = 1/10. Dans ce cas en effet la résistance de frottement est accrue.

Pour un carénage devant envelopper un objet de section frontale donnée le meilleur rapport **l/D** se situe aux environs de 2,5 avec $\mathbf{C_t} = 0{,}05$.

De même si l'on considère un corps de révolution comme le bulb d'un lest par exemple, ce sera le volume **v** qui nous intéressera. Le $\mathbf{C_t}$ pour une surface de référence égale à $\mathbf{v^{2/3}}$ sera optimum pour **l/D** = 4,5 env. **D** étant le diamètre du corps (FIGURE **2-21**).

Les corps suffisamment profilés échappent pratiquement aux différentes variations d'écoulement que nous avons observées pour le cylindre. Les deux couches limites se rejoignent pour former un sillage qui se diffusera dans le milieu ambiant en augmentant progressivement la largeur perturbée en même temps que la différence entre la vitesse dans le sillage et la vitesse extérieure se réduira (FIGURE **2-22**), la première comme $\sqrt{\mathbf{x}}$ et la seconde comme $1/\sqrt{\mathbf{x}}$. L'étude du sillage permet de calculer la résistance due au frottement et éventuellement à la séparation.

4 CRÉATION D'UNE FORCE DE PORTANCE

Jusqu'ici nous n'avons considéré que des corps symétriques ou de révolution placés dans un fluide, parallèlement à sa direction. Toutes les forces auxquelles ils étaient soumis se réduisaient donc à une résultante axiale également parallèle à la direction du fluide et correspondant a une résistance ou traînée.

Si maintenant nous orientons différemment le corps, un plan par exemple, celui-ci va se présenter dans le fluide avec un certain *angle d'incidence* **i** par rapport à la direction du mouvement (FIGURE **2-23**).

La face qui se présentera directement aux filets fluides est l'*intrados*, la face opposée l'*extrados*. L'extrémité avant est le *bord d'attaque*, tandis que l'arête arrière du plan est le *bord de fuite*. La droite reliant les extrémités du profil, bord d'attaque et bord de fuite est la *corde* dont la longueur est **l**.

Si nous étudions la trajectoire des lignes de filets en fluide parfait nous retrouvons une ligne de séparation aboutissant au point d'arrêt et qui réapparaît à l'arrière, à l'endroit où les deux flux se rejoignent.

Connaissant exactement le tracé des lignes de courant on peut en déduire les variations de vitesse et de pression qui en résultent.

Dans le schéma de base des écoulements à potentiels, le tracé des lignes de courant, dans le cas où le fluide rencontre un plan incliné (FIGURE **2-24**) est symétrique, la ligne de séparation ayant son point d'arrêt sur la face avant et son point de sortie sur la face arrière. Les pressions sont alors égales sur les deux faces et il n'y a pas de création de portance.

Or ce schéma ne correspond pas à la réalité puisque la ligne de séparation doit ressortir dans le prolongement du plan. Pour satisfaire cette condition qui porte le nom de deux grands aérodynamiciens KUTTA et JOUKOVSKI on doit superposer au champ de vitesse représenté par les lignes de courant une *circulation* Γ autour de l'objet dont la vitesse s'ajoute sur l'extrados où elle est de même sens tandis qu'elle se retranche sur l'intrados où elle est de sens contraire (FIGURE **2-25**).

Ainsi l'écoulement n'est plus symétrique, la vitesse sur l'intrados est réduite provoquant une hausse de pression, tandis qu'il se forme une baisse de pression sur l'extrados où la vitesse s'est accrue. La différence de pression sur les deux faces de l'objet provoque l'apparition d'une force perpendiculaire à la direction du courant général, ou portance, dont la valeur $\mathbf{F = \rho \Gamma V_0}$.

Les écoulement se trouvent alors modifiés par la composition des deux mouvements de telle sorte que la ligne de séparation quitte le bord de fuite dans son prolongement (FIGURE **2-26**) et qu'apparaît en arrière un tourbillon, ou vortex, de sens de rotation contraire à celui de la circulation. En fluide réel c'est le tourbillon, provoqué par le décollement de la couche limite sur l'extrados qui se forme en premier et crée la circulation.

Dans la réalité, nous savons que d'autres phénomènes liés aux frottements et aux turbulences de la couche limite viendront compliquer l'analyse, le tout se traduisant d'une part par une modification de la *portance* **P** et par l'apparition d'une résistance, ou *traînée* **T** dans la direction du mouvement ; portance **P** et traînée **T** devenant les composantes d'une *résultante* **R** (FIGURE **2-27**) dont le point d'application est le *centre de pression* $\mathbf{C_p}$.

Il est possible également de mesurer directement sur les deux faces du plan ou du profil placés dans le fluide les valeurs des différences de pression qui s'exercent perpendiculairement à la surface. On peut ainsi vérifier que sur l'intrados la pression $\mathbf{p_i}$ est supérieure à la pression ambiante $\mathbf{p_0}$ et que sur l'extrados $\mathbf{p_e}$ elle est au contraire inférieure.

Nous voyons également (FIGURE **2-28**) que les diminutions de pression sur l'extrados $\mathbf{p_0 - p_e}$ sont plus importantes que celles régnant sur l'intrados $\mathbf{p_i - p_0}$ et que c'est sur la partie avant que se développent les plus fortes différences.

On comprend donc dès maintenant que c'est la qualité de l'écoulement sur la partie avant du profil et sur son extrados

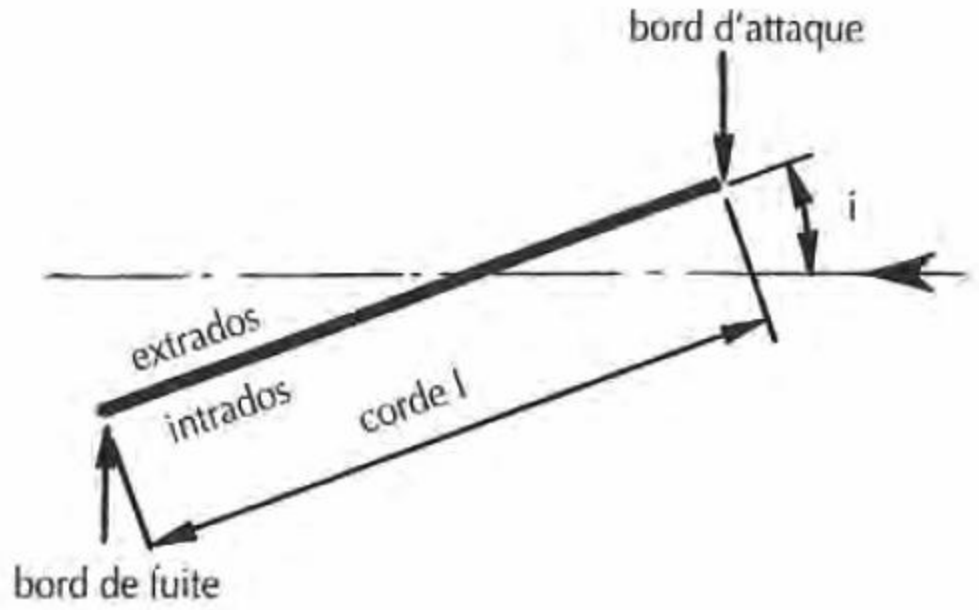


Fig. 2-23 • Définition des différents éléments d'un plan porteur.

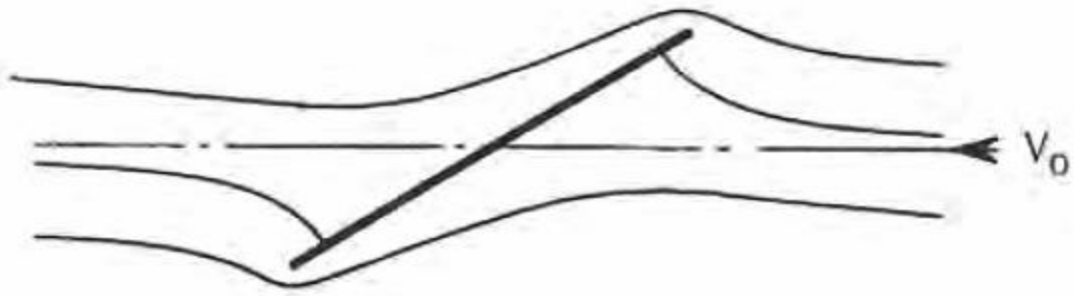


Fig. 2-24 • Sans circulation l'écoulement autour d'un plan porteur en fluide parfait est symétrique.

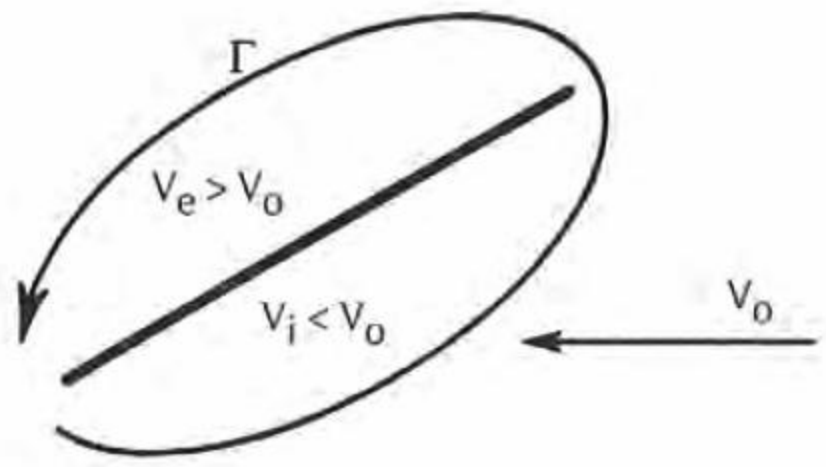


Fig. 2-25 • Circulation autour d'un plan porteur.

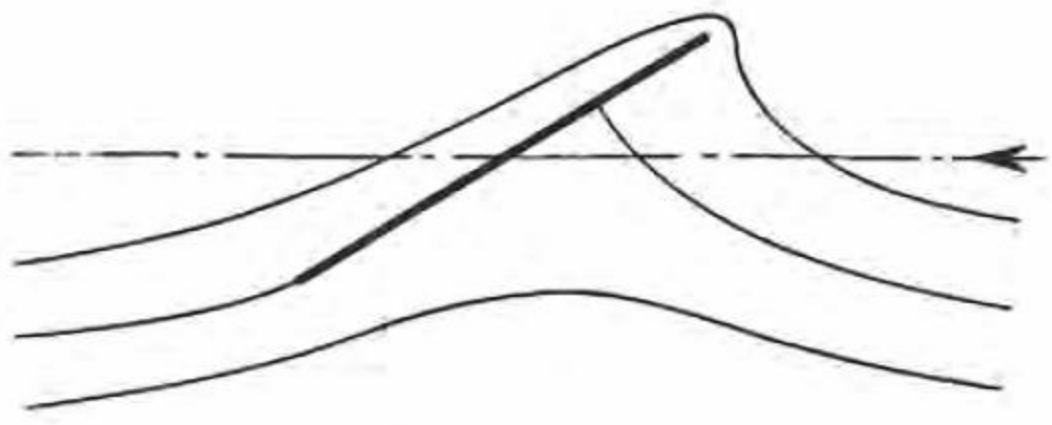


Fig. 2-26 • Modification de l'écoulement autour d'un plan porteur en fluide parfait avec l'adjonction de la circulation des vitesses.

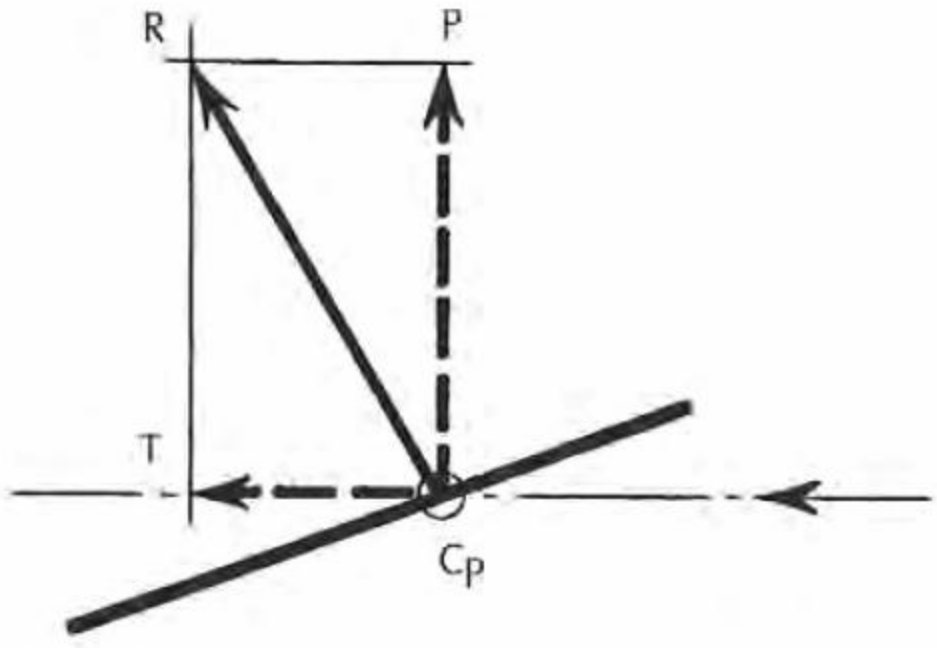


Fig. 2-27 • La portance **P** modifiée par la viscosité du fluide et la traînée **T** qui y est associée, se composent selon une résultante **R**.

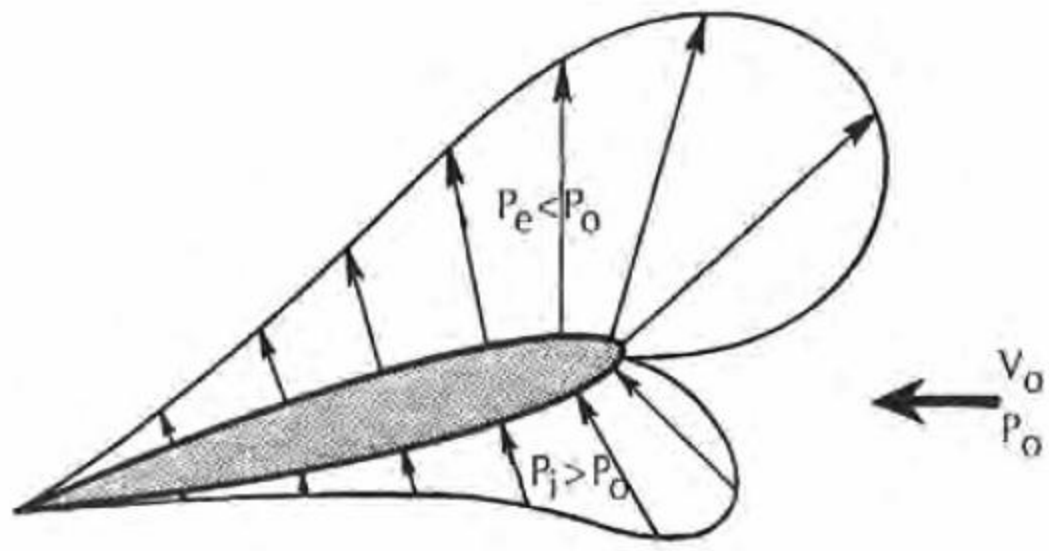


Fig. 2-28 • La baisse de pression $\mathbf{P_o - P_e}$ sur l'extrados est plus importante que l'augmentation $\mathbf{P_i - P_o}$ sur l'intrados.

qui influera le plus sur son aptitude à développer une force résultante convenable car c'est en définitive la somme de ces différences qui constitue la force résultante.

Pour pouvoir étudier les caractéristiques des performances de différents profils on ramène ces forces à des coefficients sachant que, comme pour toutes les forces que nous avons étudiées jusqu'à présent, celle-ci se définit par la formule de NEWTON $\mathbf{F = P_d \times S \times C}$.

Ces coefficients seront désignés par les repères $\mathbf{C_z}$ ou $\mathbf{C_p}$ pour la portance et $\mathbf{C_x}$ ou $\mathbf{C_t}$ pour la traînée ($\mathbf{C_L}$ et $\mathbf{C_D}$ dans les ouvrages de langue anglaise).

La courbe donnant la valeur de $\mathbf{C_t}$ en fonction de $\mathbf{C_p}$ aux divers angles d'incidence est une *polaire* de EIFFEL (FIGURE **2-29**).

On peut ainsi connaître directement la direction et la valeur de la résultante ainsi que la finesse maximum de la configuration étudiée.

Cette finesse maximum représente le meilleur rapport $\mathbf{C_p/C_t}$, elle correspond donc à l'angle auquel la configuration étudiée donne son meilleur *rendement* et est définie sur la polaire par la tangente issue de 0. Il existe d'autres systèmes de représentation des valeurs de $\mathbf{C_p}$ et $\mathbf{C_t}$ mais nous verrons par la suite que celle-ci a pour nous de nombreux avantages.

La forme de la polaire révèle également les modifications que subissent les écoulements sur le profil au fur et à mesure que l'on fait varier l'angle d'incidence.

La position du point de transition entre l'écoulement laminaire de la partie avant et l'écoulement turbulent qui le suit, puis l'apparition de la séparation de la couche turbulente constituent les points marquants de la courbe. La transition, comme nous l'avons déjà vu, n'est en fait pas ponctuelle mais s'étend sur une zone plus ou moins grande qui

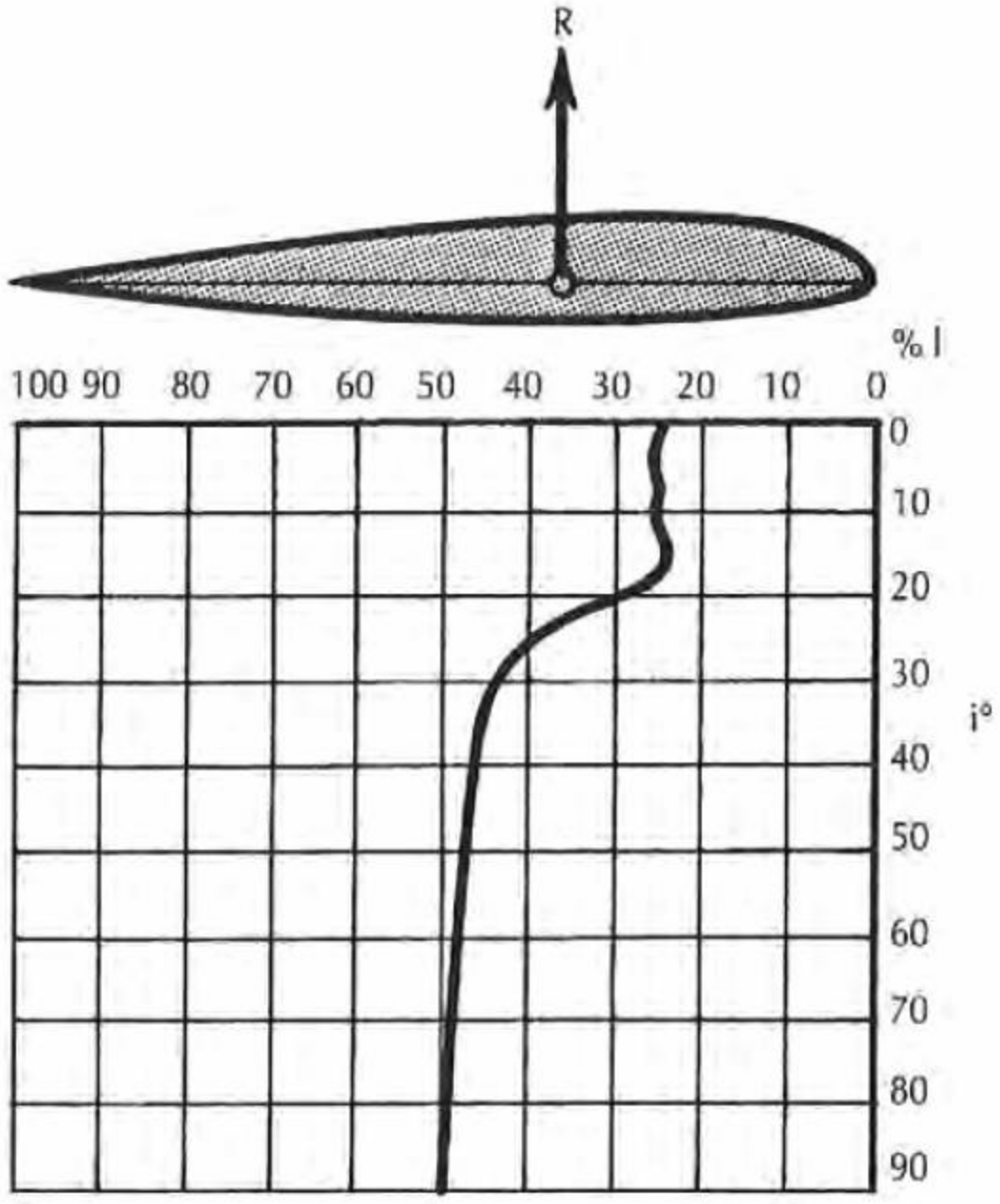


Fig. 2-30 • Variation de la position du centre de pression selon l'incidence.

peut atteindre jusqu'à 20 % de la longueur du profil en arrière du point de transition théorique.

Jusqu'à un angle de 5° (dans notre exemple), incidence où la finesse est maximum, le point de transition avance régulièrement du 1/3 au 1/10 environ du profil (**a**).

Dans cette partie de la polaire la portance est proportionnelle à l'angle d'incidence : $\mathbf{C_{pi} = C_A\ (i - i_0)}$ où $\mathbf{C_A}$ est un

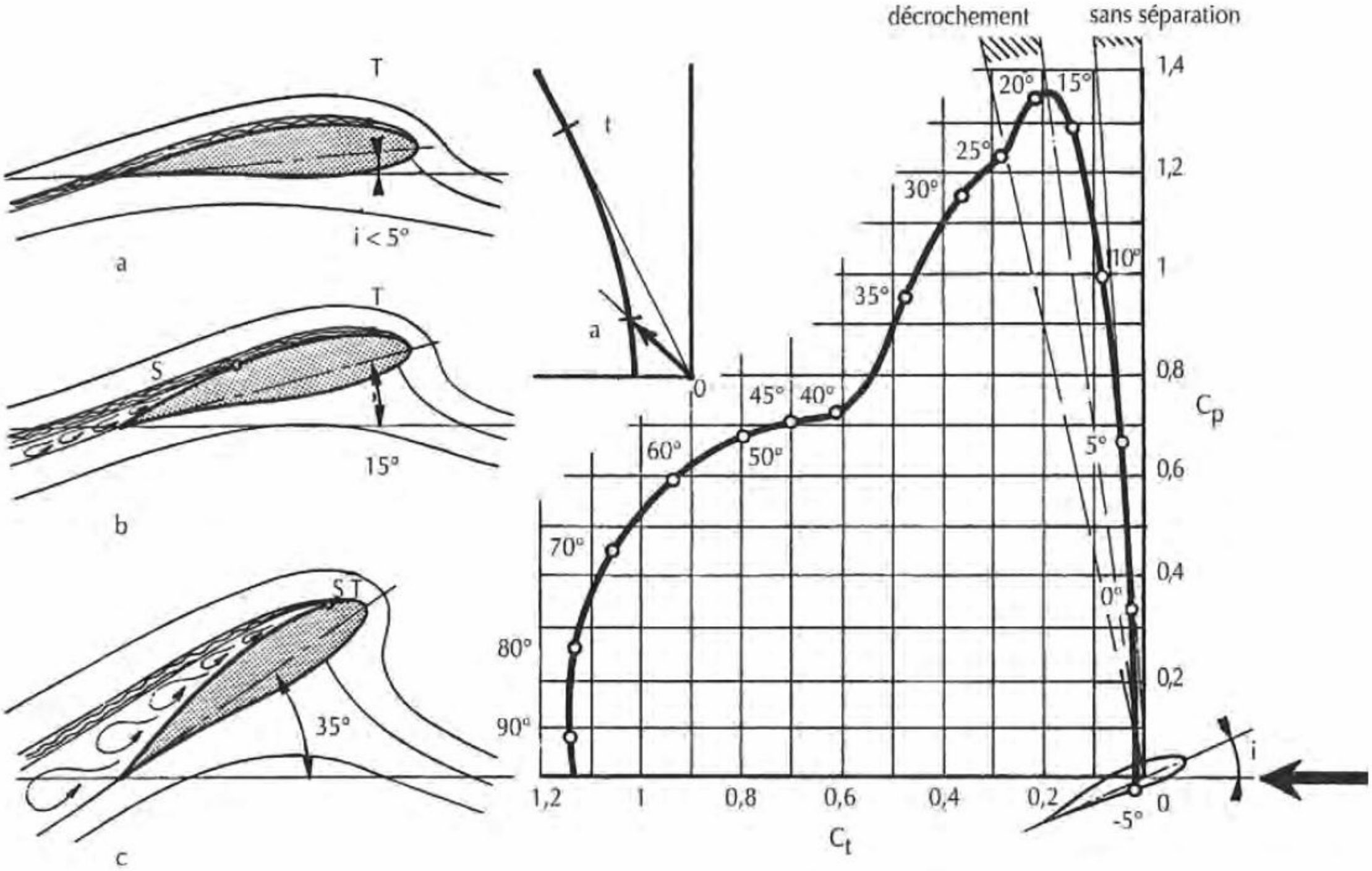


Fig. 2-29 • Polaire de EIFFEL d'un profil dissymétrique et évolution correspondante de l'écoulement sur l'extrados. Les valeurs des coefficients $\mathbf{C_p}$ et $\mathbf{C_t}$ sont portées pour chaque angle d'incidence, à la même échelle. Ainsi on peut connaître directement la valeur $\mathbf{O_a}$ et l'angle de la résultante pour n'importe quel angle d'incidence. La finesse maximum du profil, c'est-à-dire le meilleur rapport $\mathbf{C_z/C_x}$ est donnée par la tangente à la courbe issue de **O**. Une polaire doit toujours indiquer l'allongement du profil (ici infini) et le nombre de REYNOLDS (ici $\mathbf{R_n} = 42 \times 10^4$).

coefficient dépendant de l'allongement, **i** l'angle d'incidence et $\mathbf{i_0}$ l'angle d'incidence pour lequel $\mathbf{C_P} = 0$ ($\mathbf{i_0} = 0$ pour un profil symétrique).

La traînée, quant à elle, est proportionnelle au carré de la portance : $\mathbf{C_{ti}} = \mathbf{C_{to}} + (\mathbf{C_{pi}}^2/\pi\mathbf{A})$. **A** étant l'allongement et $\mathbf{C_{to}}$ le coefficient de traînée pour $\mathbf{C_p} = 0$. A partir de 5° la couche limite commence à se séparer à l'arrière du profil, la traînée augmente et le point de séparation avance jusqu'à ce qu'à 19° (**b**) le point de séparation rejoigne le point de transition et que les remous recouvrent la quasi-totalité de la surface du profil provoquant la chute brutale du coefficient de portance. On dit qu'à ce moment le profil *décroche* (**c**).

Cette modification des écoulements en fonction de l'angle d'incidence aura également une influence sur la position de la résultante des forces de pression.

Cette résultante coupe la corde du profil en un point appelé centre de poussée. La distance **x** du centre de poussée au bord d'attaque est généralement fournie par le coefficient de moment $\mathbf{C_{mA}}$.

On obtient $\mathbf{x} = (-\mathbf{C_{mA}} \times \mathbf{l})/\mathbf{C_p}$, **l** étant la corde du profil. En général on observera un avancement du centre de poussée jusqu'à l'angle de décrochement suivi d'un recul (FIGURE **2-30**).

Le but, pour obtenir un rendement aussi bon que possible, sera donc d'essayer de retarder autant qu'on le pourra, l'avancement du point de transition et l'apparition de la séparation. Un certain nombre de caractéristiques influeront sur le comportement du profil.

a ▪ Le nombre de REYNOLDS

La valeur des forces unitaires développées sur la surface du profil étant essentiellement fonction de la qualité des écoulements il est certain que ceux-ci seront d'autant meilleurs que le nombre de REYNOLDS sera plus bas et que, par conséquent, le point de transition en sera plus reculé. La différence jouera essentiellement sur la valeur du $\mathbf{C_p}$, le $\mathbf{C_t}$ restant sensiblement constant.

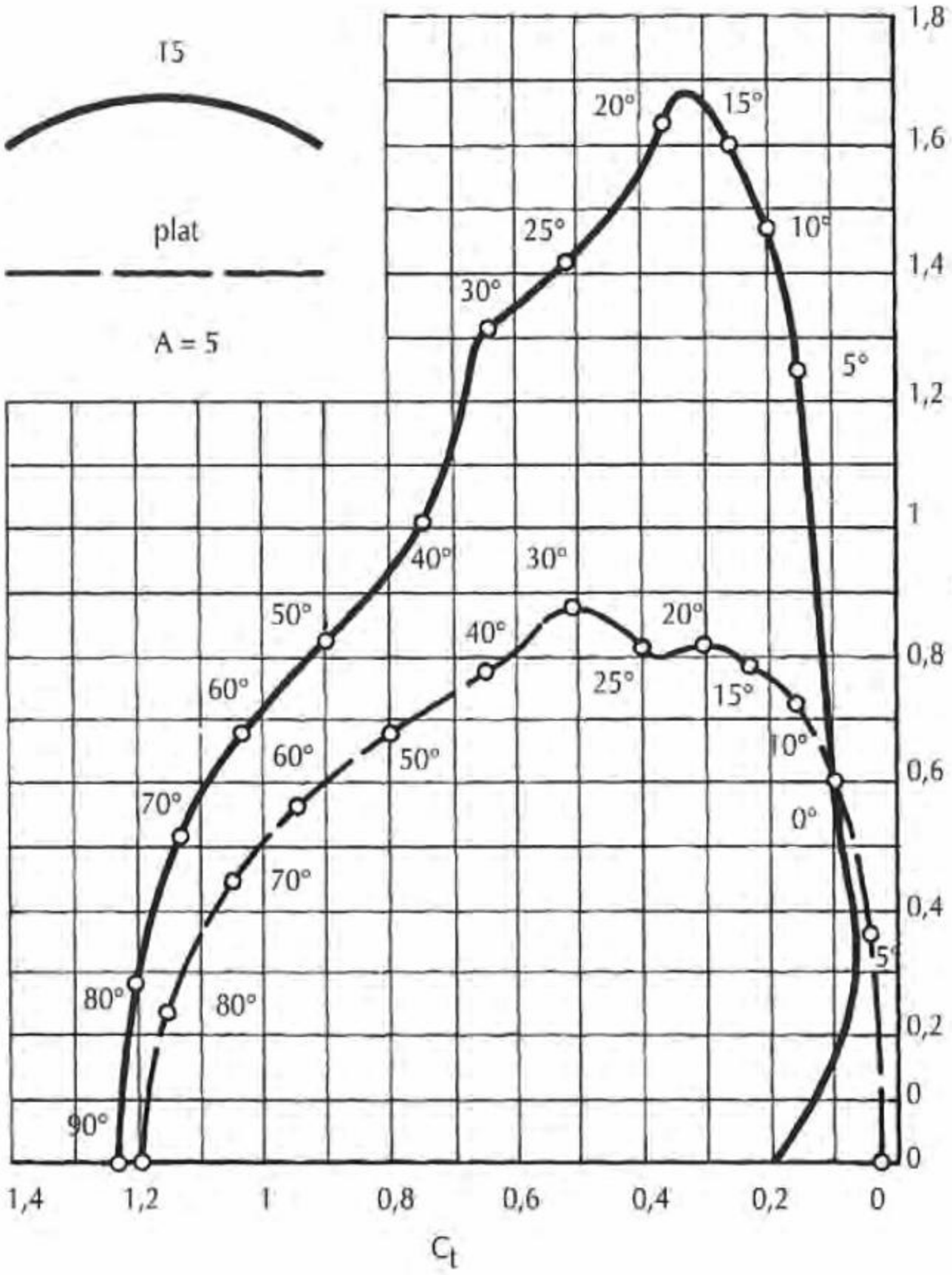


Fig. 2-31 • Polaire d'une surface plane et d'une surface concave d'allongement 5. On voit l'augmentation très importante du C_p de la surface concave.

b ▪ La forme du profil

La forme de la section du profil, ou plus simplement le profil, peut être réduit à une simple plaque mince, plane ou courbe, ou constituer un corps épais symétrique ou dissymétrique de courbure variable et ayant son épaisseur maximum plus ou moins reculée. Quelle que soit l'épaisseur c'est principalement la courbure, on dit le *squelette* pour un profil épais, qui définit la portance maximum que l'on peut obtenir.

Plus la courbure sera forte, plus sera élevée la portance, tout au moins tant qu'on ne dépassera pas le nombre de REYNOLDS critique auquel se produirait le décollement de la couche limite. La FIGURE **2-31** nous permet ainsi de constater le progrès considérable que représente un profil courbe sur un profil plat.

L'épaisseur permet ensuite, non pas tant d'augmenter directement la portance mais, en améliorant le gradient de pression le long du profil, de reculer le point de séparation et par conséquent l'angle de décrochement. La FIGURE **2-32** compare un profil plat, mince ou épais. La forme de la partie avant du profil a, dans l'évolution des pressions, un rôle très important comme le montre la FIGURE **2-33** qui compare un profil à bord d'attaque parabolique, en arc de cercle ou pointu. C'est bien sûr, le premier qui permet de maintenir le point de transition le plus en arrière alors que l'arc de cercle provoque un décollement au niveau de son point de tangence et que la pointe décroche dès que l'incidence s'écarte de 0. Pour bénéficier au maximum des avantages de l'écoulement laminaire on a étudié des profils ayant une épaisseur maximum très reculée. Ces *profils laminaires* donnent d'excellents rendements surtout aux faibles angles d'incidence (jusqu'à 3 à 4°) et ceci d'autant qu'ils sont plus épais (FIGURE **2-34**).

Mais ces profils sont extrêmement sensibles à la turbulence du milieu et à la rugosité de surface (FIGURE **2-35**).

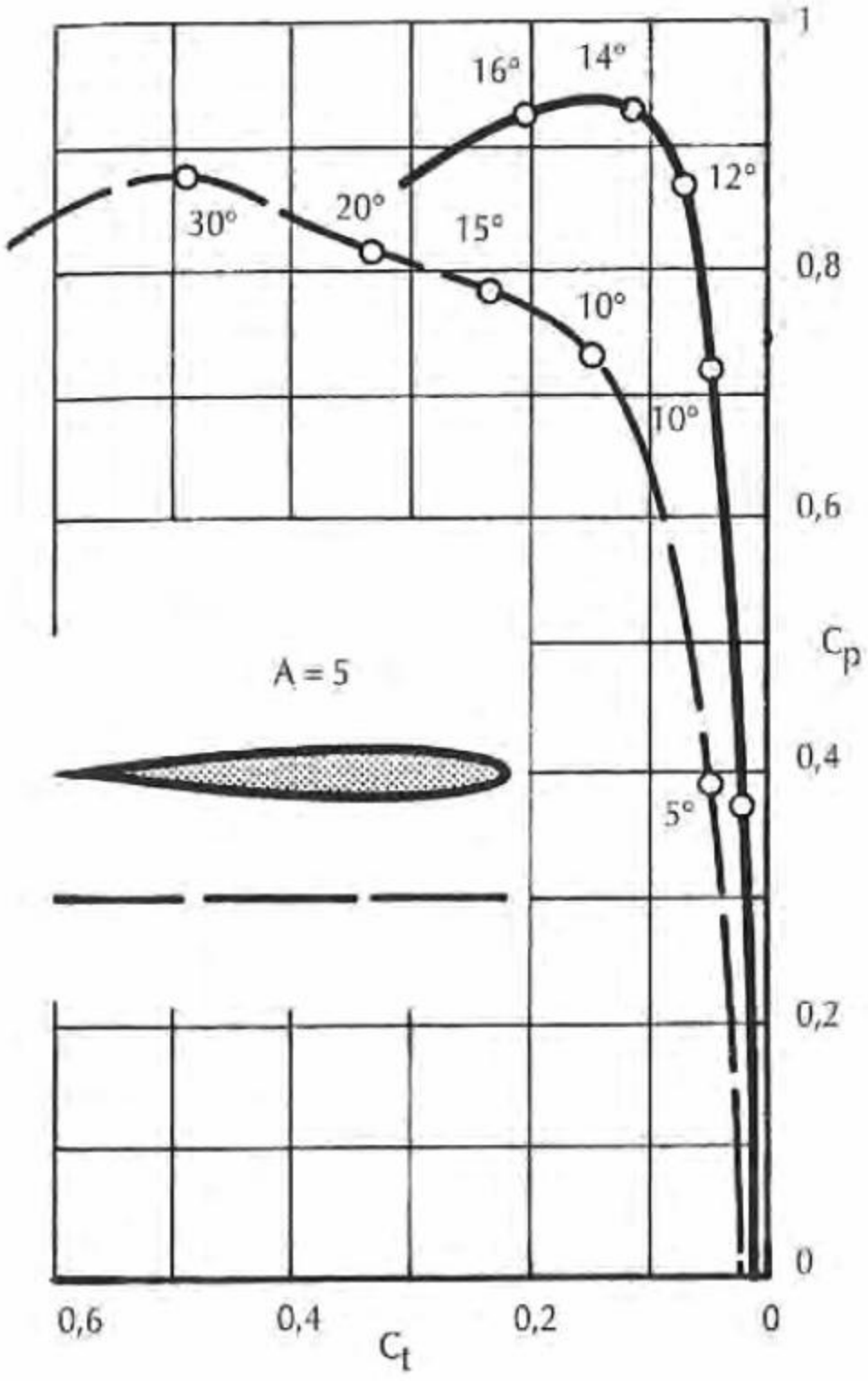


Fig. 2-32 • Comparaison des polaires d'une surface plane sans épaisseur et d'une surface profilée d'épaisseur 12 % et d'allongement 5. Le C_p est peu différent alors que le C_t est beaucoup plus faible pour la surface profilée.

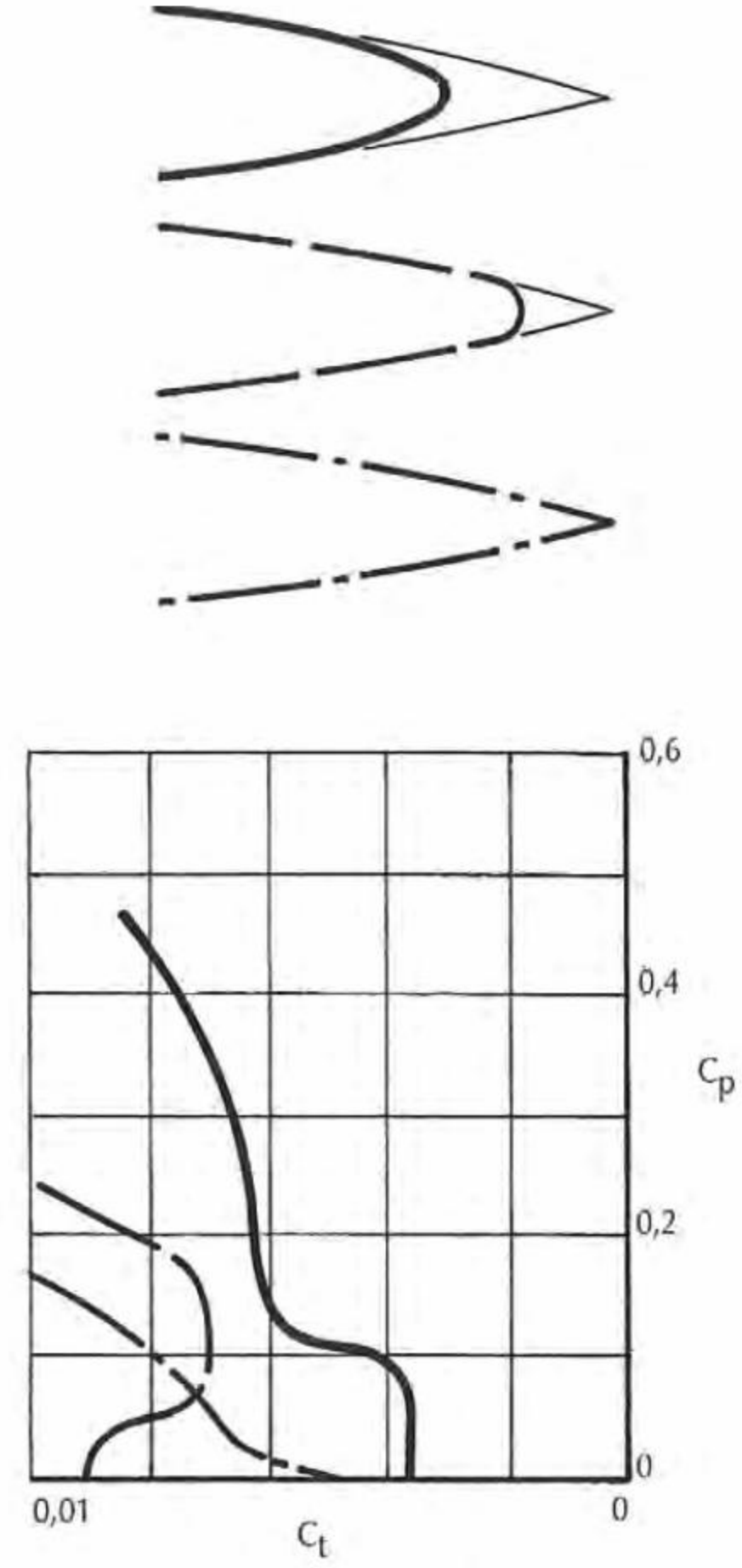


Fig. 2-33 • Polaires très agrandies d'un même plan profilé avec trois formes différentes d'extrémité de bord d'attaque. La première comporte un angle vif, la seconde un rayon, et la troisième une courbe parabolique.

Ils ne pourront être intéressants pour nous que dans des conditions particulières : eau calme, nombre de REYNOLDS peu élevé, donc vitesse faible et force à développer limitée.

c ▪ La rugosité

Comme nous le savons celle-ci a pour effet d'augmenter la résistance de frottement et par conséquent la traînée mais, en provoquant l'avancement du point de transition, elle réduit de plus la valeur du C_p. Les courbes de la FIGURE 2-36 montrent les différences obtenues sur un profil lisse I et II, puis recouvert de poudre de carborundum de grain de plus en plus fort III, IV.

La rugosité a par ailleurs d'autant plus d'effet qu'elle se situe dans une zone plus importante du profil. C'est ainsi que sur les polaires de la FIGURE 2-37 correspondant à une bande rugueuse située respectivement sur le bord de fuite I, le milieu II et le bord d'attaque III de l'extrados, la chute de performance est particulièrement importante dans le dernier cas.

On voit donc à quel point la qualité de surface peut avoir d'importance pour le rendement d'une quille ou d'une dérive, puisque c'est non seulement une augmentation de la résistance de frottement qui sera en cause mais surtout l'efficacité de celle-ci à s'opposer à la dérive.

d ▪ L'allongement

L'allongement est une caractéristique très importante d'un plan porteur. Pour un plan ayant une largeur constante,

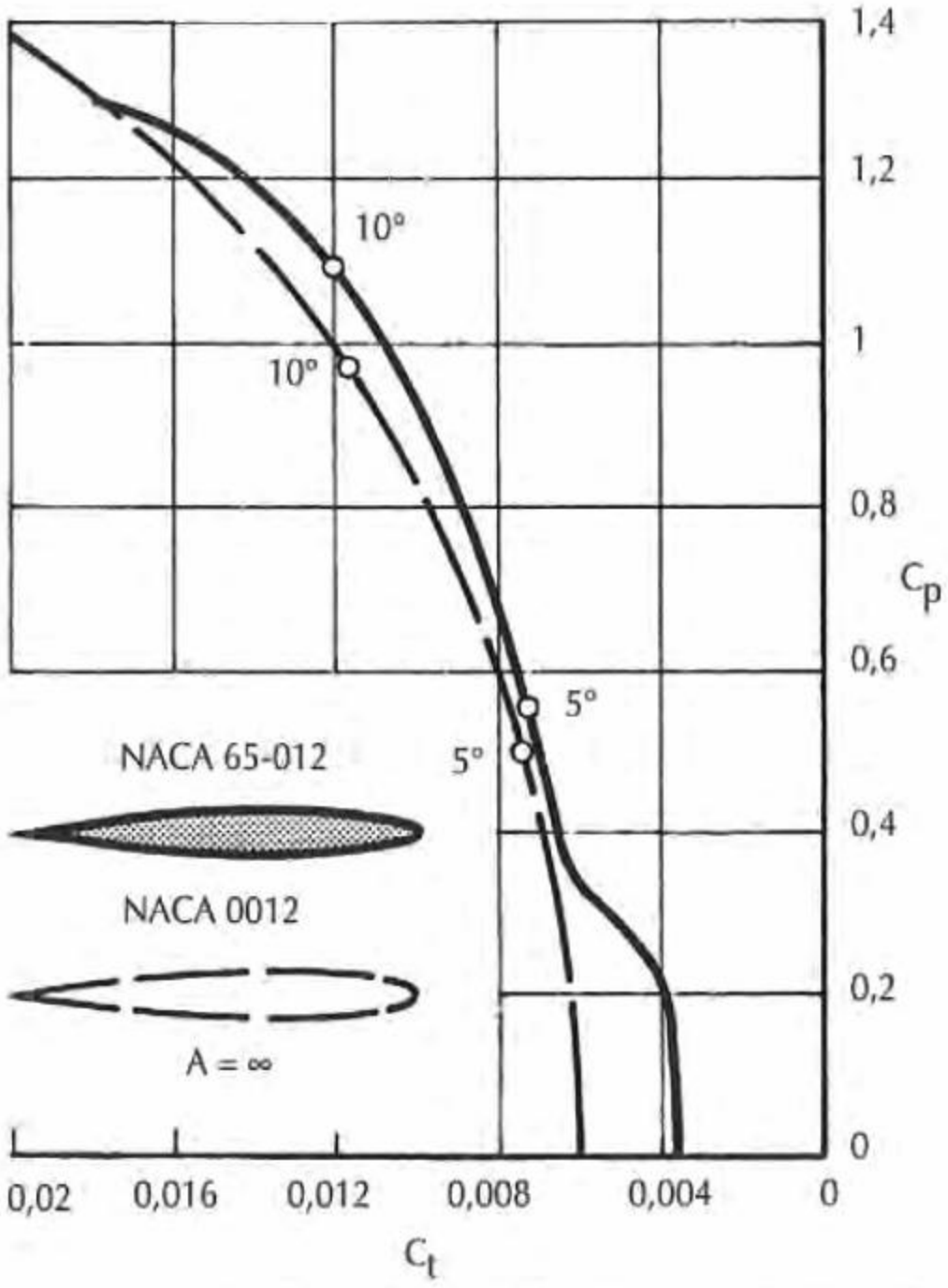


Fig. 2-34 • Comparaison d'un profil laminaire NACA 65_1 - 012 et d'un profil ordinaire NACA 0012, épaisseur 12 %, allongement ∞. Le profil laminaire possède une nette supériorité aux petits angles.

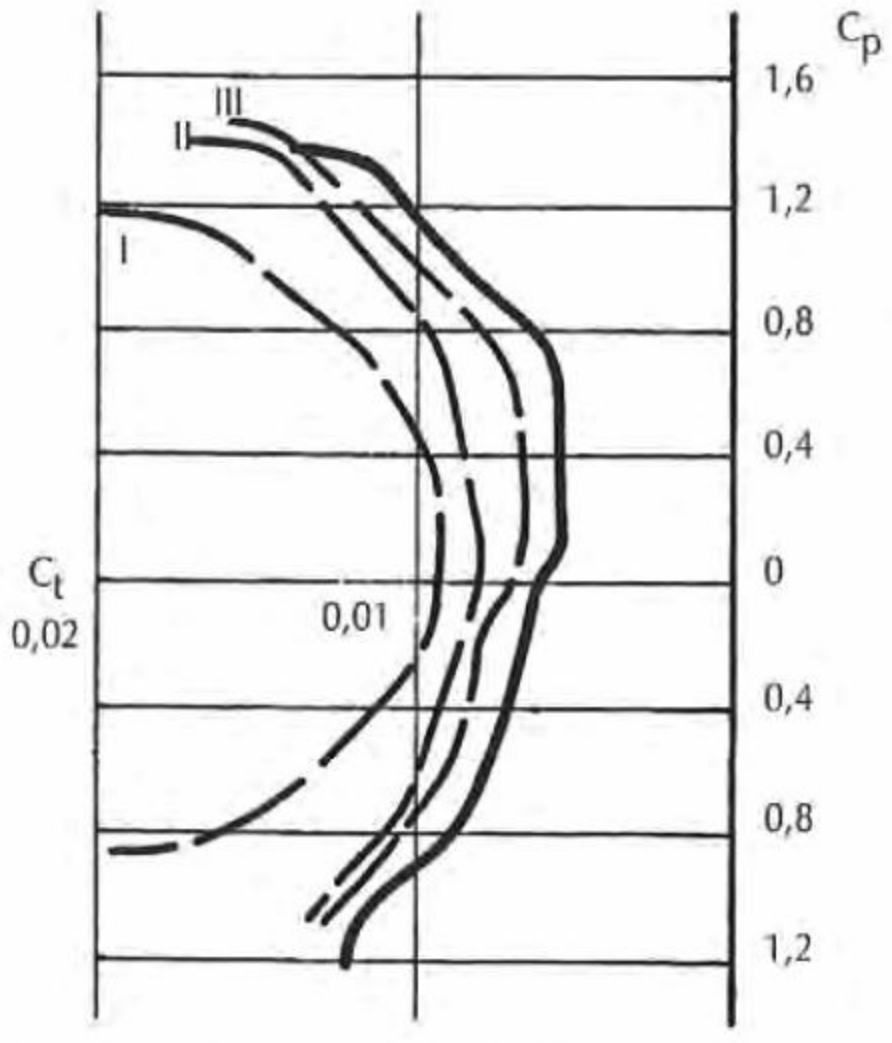


Fig. 2-35 • Modification de la polaire d'un profil laminaire pourvu d'une bande de rugosité **l/h** = 3 400 placée sur le bord d'attaque (I) à 0,2 **l** (II) et à 0,3 **l** (III) à $\mathbf{R_n}$ = 26 x 10^6, par rapport au profil poli.

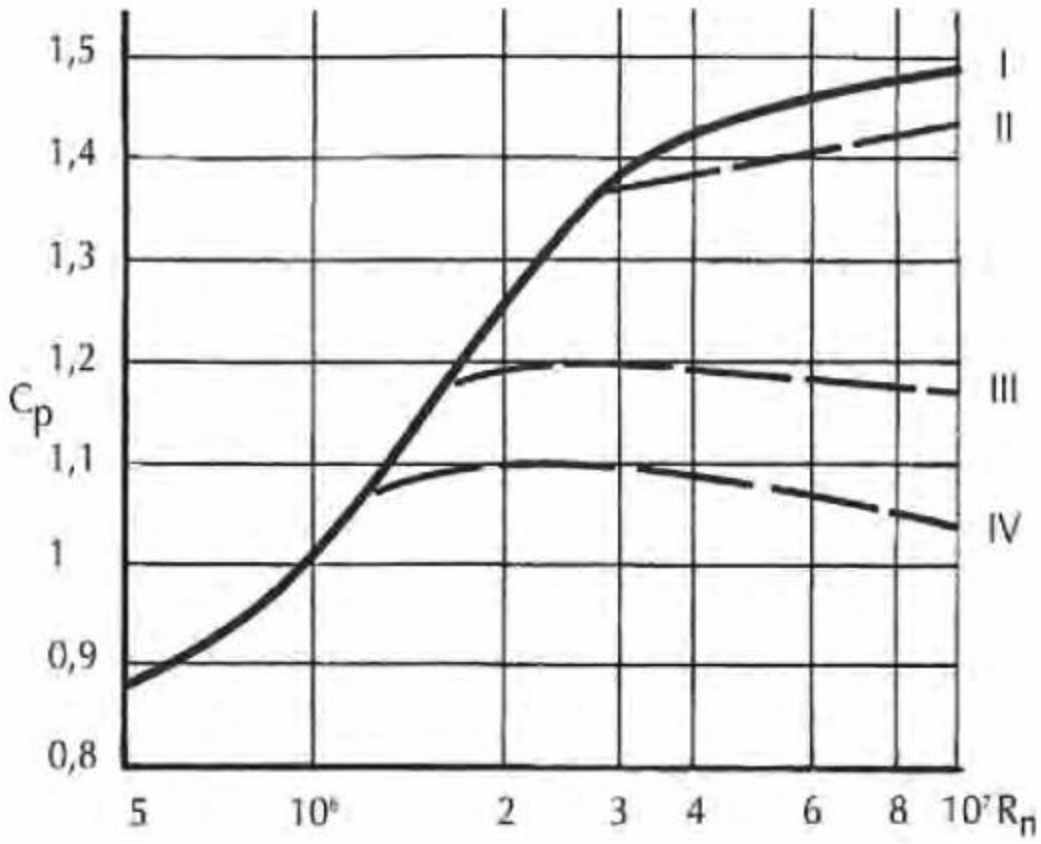


Fig. 2-36 • Diminution du coefficient de portance en fonction de la rugosité. I surface chromée, II polie à la main, III carborundum **l/h** = 2 x 10^4 et IV **l/h** = 8 x 10^1.

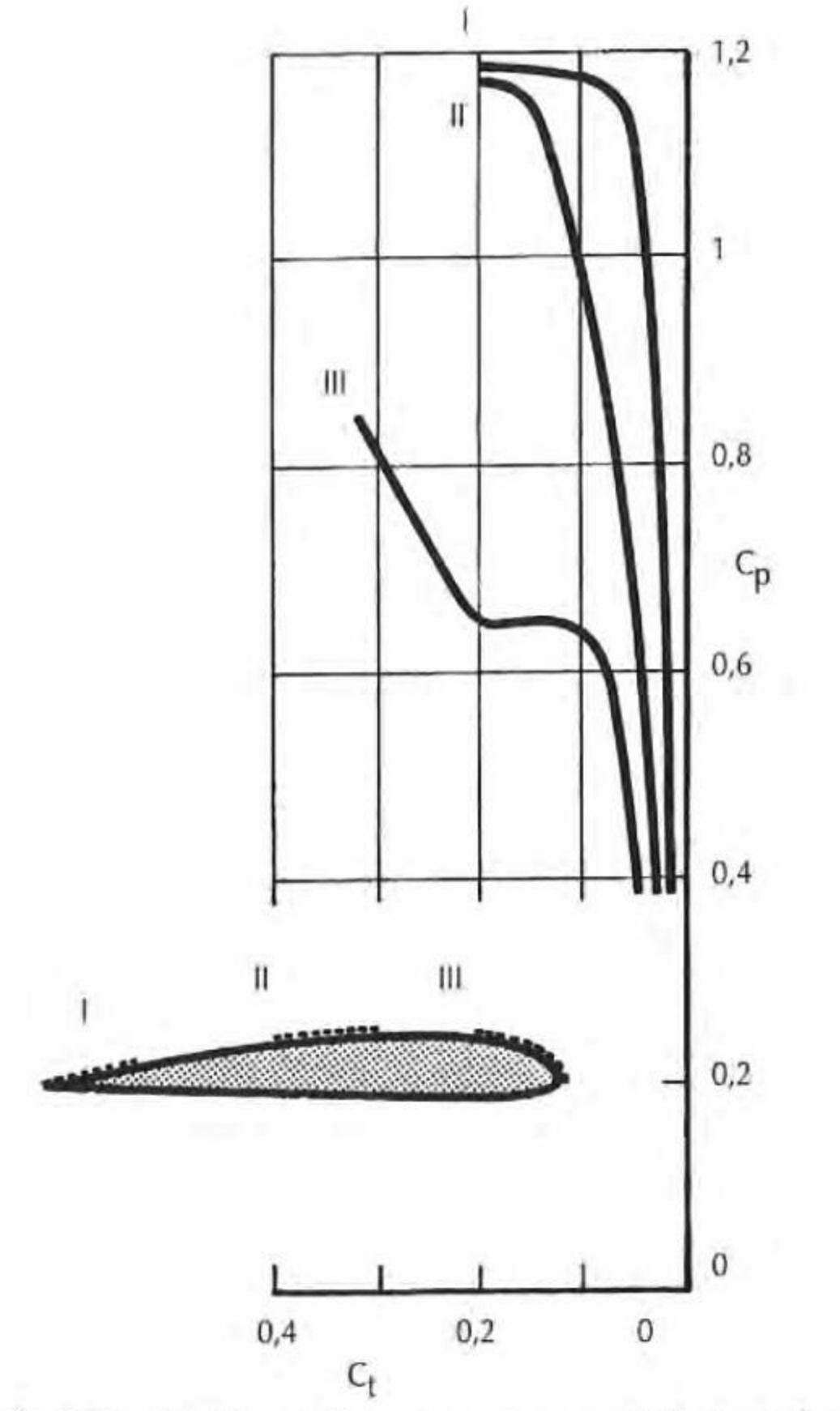


Fig 2-37 • L'influence d'une zone rugueuse est d'autant plus néfaste qu'elle se trouve située plus près du bord d'attaque d'un profil.

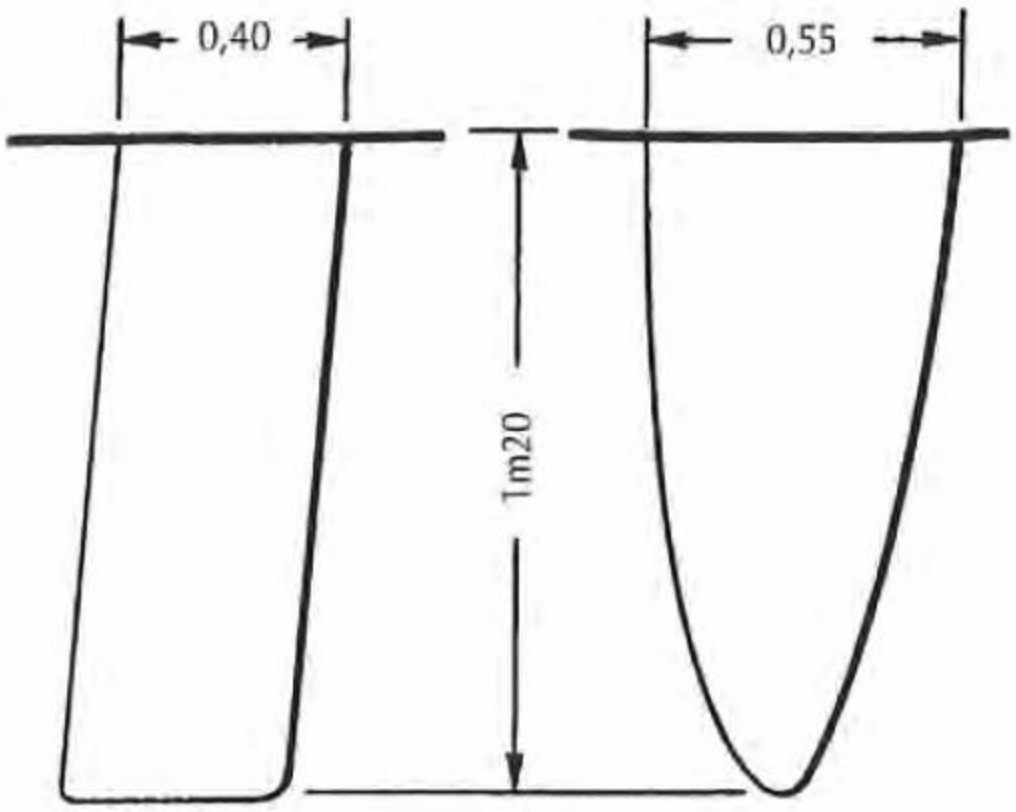


Fig. 2-38 • Deux dérives de formes différentes mais de même allongement et longueur.

l'allongement est le rapport entre la longueur et la largeur **L/l**. Si la largeur n'est pas constante on utilise la formule équivalente $\mathbf{L^2/S}$, **S** étant la surface du plan. C'est ainsi par exemple qu'une dérive, dont les bords d'attaque et de fuite sont parallèles, aura pour une longueur de 1,20 m et une largeur de 0,40 m, un allongement de 1,2/0,4 = 3. Une autre, de forme elliptique, de même longueur et de même surface, aura le même allongement (1,2/0,48 = 3) mais sa largeur maximum sera plus forte que la première (FIGURE **2-38**).

Il ne faut pas bien sûr confondre l'allongement avec le rapport longueur/largeur. Ceux-ci ne sont égaux que dans le cas de rectangles ou de parallélogrammes.

La FIGURE **2-39** montre la différence des polaires d'un profil ayant des allongements variables.

On voit que le maximum de finesse est obtenu avec la plaque ayant le plus grand allongement mais que c'est la plaque ayant un allongement de 1 qui peut fournir la force la plus grande, malheureusement à un angle d'incidence trop élevé pour nous être utile. La portance et par voie de conséquence la traînée sont proportionnelles à un coefficient $\mathbf{C_A = 0{,}11/1 + (2/A)}$, **A** étant l'allongement.

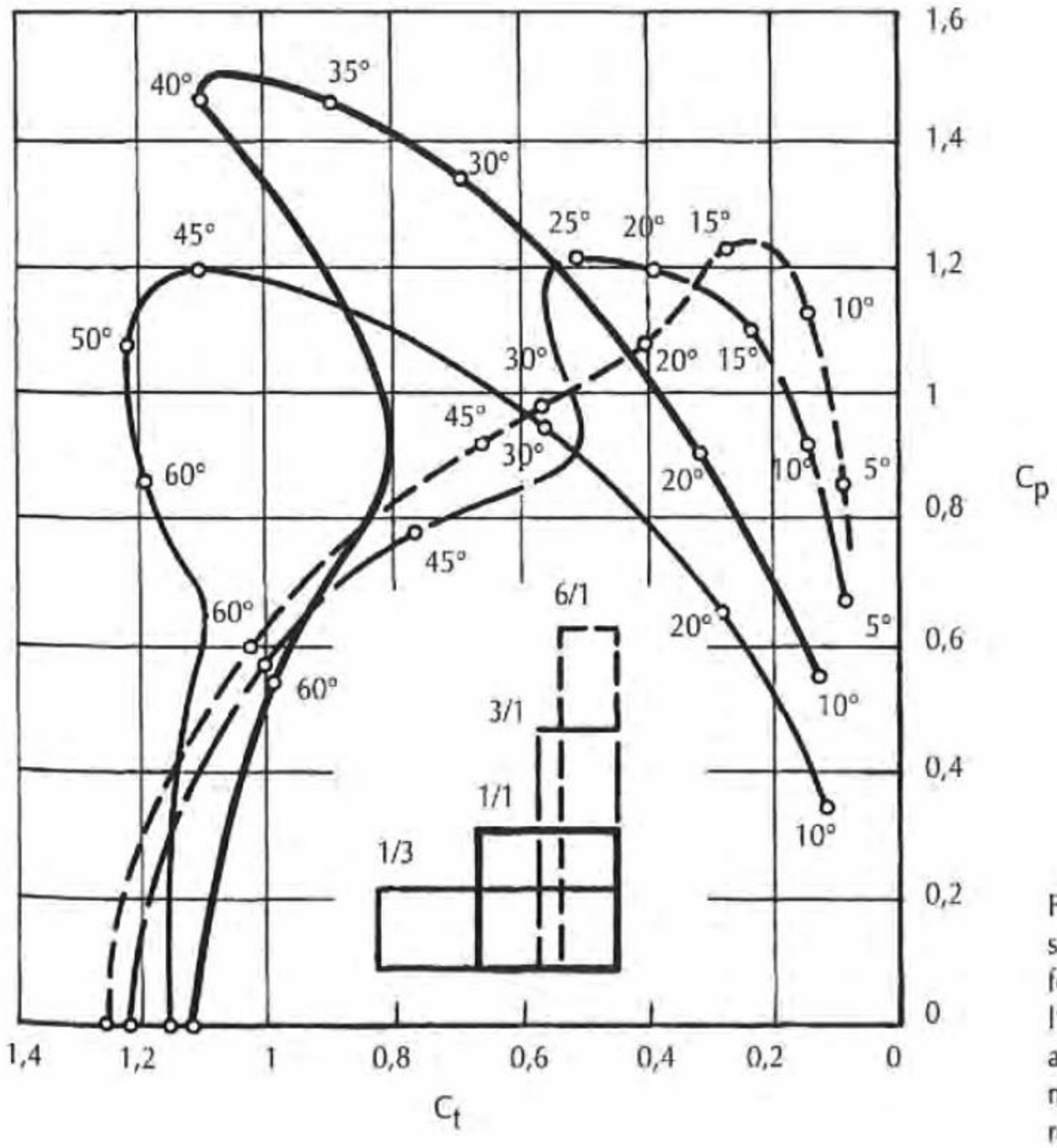


Fig. 2-39 • Polaires de surface planes sans épaisseur et d'allongements différents. On voit que la force développée est d'autant plus grande que l'allongement est voisin de 1, que la finesse est améliorée par l'augmentation de l'allongement, mais que l'angle d'incidence de décrochement recule avec la diminution de l'allongement.

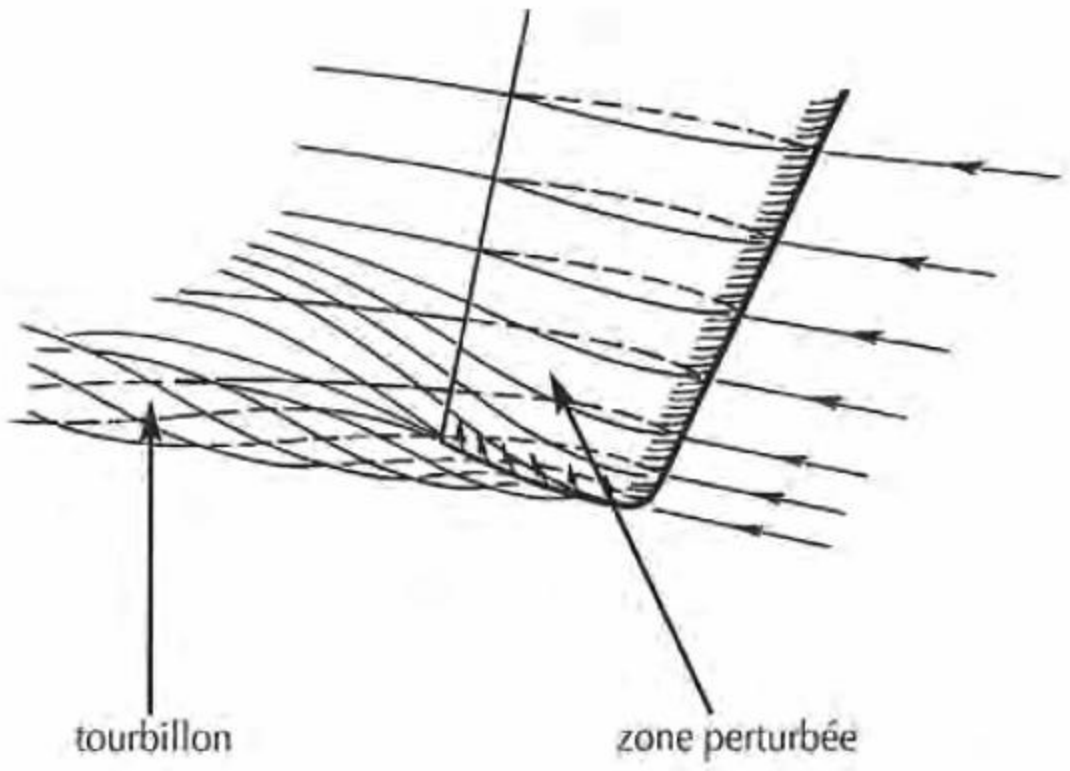


Fig. 2-40 • Formation du tourbillon d'extrémité. Les filets fluides sont progressivement déviés, vers l'extrémité sur l'intrados et vers l'intérieur sur l'extrados pour venir alimenter le tourbillon.

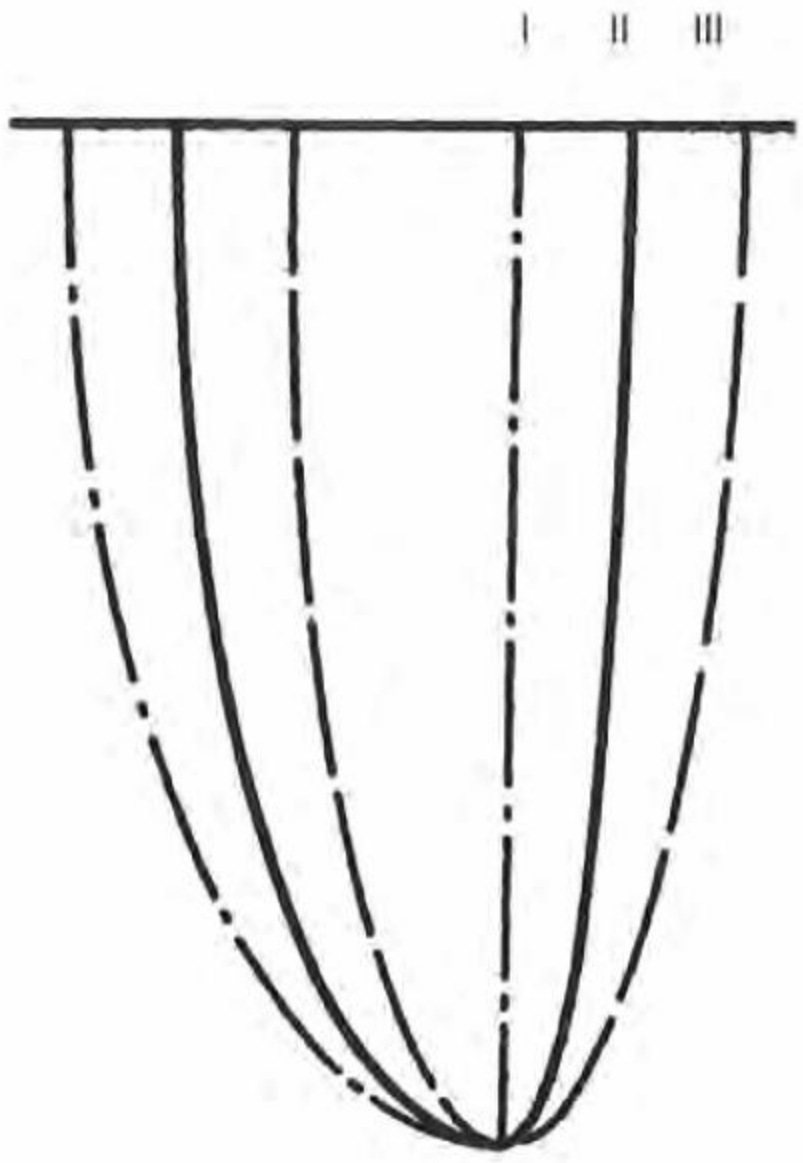


Fig. 2-41 • Différentes formes de plans elliptiques : I avec bord d'attaque rectiligne, II elliptique dissymétrique, III elliptique symétrique. Ces formes réduisent au maximum l'importance du tourbillon d'extrémité.

D'où vient le fait que l'allongement améliore le rendement d'un plan ?

Nous savons qu'il existe une différence de pression entre les deux faces du profil. A l'extrémité du plan, le fluide situé du côté où règne la haute pression aura tendance à passer sur l'autre face où règne la pression plus faible en contournant cette extrémité. Il se produira donc un tourbillon marginal ou *vortex* (FIGURE **2-40**). Ce tourbillon représente en lui-même une résistance de traînée importante, ou *traînée induite*, mais de plus il entraîne avec lui une nappe de filets fluides prélevée sur les deux faces du profil diminuant ainsi les différences de pression et réduisant par conséquent le coefficient de portance des surfaces intéressées.

La perte de portance dépendra de la forme du plan et de la section de ses extrémités, elle a donc une valeur constante quelle que soit la longueur du plan et représentera un pourcentage d'autant plus faible que celui-ci sera plus long.

Si le plan est libre dans le fluide, comme une aile d'avion, il se produira un tourbillon à chaque extrémité, en revanche s'il est attaché contre une paroi, comme une dérive l'est sous la coque d'un dériveur, il ne pourra se développer qu'un seul tourbillon et l'allongement effectif sera alors double de l'allongement géométrique. Nous verrons plus loin selon les différents cas quel bénéfice on peut tirer de cette particularité.

e ▪ La forme en plan

PRANDTL a démontré que la traînée induite est minimum quand la variation des circulations et des pressions le long du plan, depuis son encastrement jusqu'à son extrémité, suit une loi elliptique. Pour un profil donné il faut donc que les largeurs du plan varient selon une loi également elliptique, c'est-à-dire que la forme en plan soit une demi-ellipse ou qu'un bord soit droit et l'autre en quart d'ellipse (grand-voile) ou enfin, cas le plus courant pour une dérive, que le plan soit constitué de deux quarts d'ellipse (FIGURE **2-41**).

Ces formes théoriques doivent cependant parfois être adaptées en fonction des variations de certains paramètres : vitesse locale, incidence, etc.

On attribue au fait que les *Spitfire* de la RAF avaient des ailes à contours elliptiques, leur maniabilité très supérieure à celle des chasseurs allemands, malgré une infériorité de puissance et leur victoire dans la terrible bataille de Londres. Une simple astuce aérodynamique a peut-être changé la face du monde.

Il n'est cependant pas toujours possible d'adopter une forme elliptique.

Dans ce cas quelle forme est-il préférable de donner à l'extrémité ?

Les différentes études (3) (4) ne peuvent déterminer un avantage certain pour les formes les plus courantes **1** et **2** (FIGURE **2-42**) qui toutes deux conduisent à un accroissement léger de l'allongement effectif. Les formes **3** et **4** semblent cependant devoir être désavantagées par une diminution de l'allongement effectif et par conséquent un accroissement de l'angle d'incidence et du C_t pour une même valeur de C_p.

f • La section des extrémités

La formation des tourbillons marginaux étant due au passage du fluide de l'intrados (haute pression) vers l'extrados (basse pression) on pourra réduire leur importance si l'on peut créer un obstacle à leur déplacement.

Celui qui paraît le plus évident consiste à placer perpendiculairement au plan et à son extrémité une plaque (FIGURE **2-43**). L'allongement effectif A_e ainsi obtenu sur un plan déjà encastré à une extrémité est sensiblement fonction de $A_g \times 0{,}59\ h/E$ ou $A_g \times 0{,}55\ S_p/S$ selon que l'on considère la hauteur **h** de la plaque ou sa surface S_p.

Un effet analogue est obtenu lorsqu'un bulb, par exemple, termine un aileron, à condition qu'il soit nettement distinct de celui-ci comme sur *Pen Duick III* (FIGURE **2-44**).

Mais on peut également agir par la forme de la section de l'extrémité qui sera plus efficace si elle se termine en V que si elle est carrée ou demi-ronde (FIGURE **2-45**).

Il semble également que même sans bulb, la présence d'une pointe prolongeant l'extrémité puisse avoir un effet

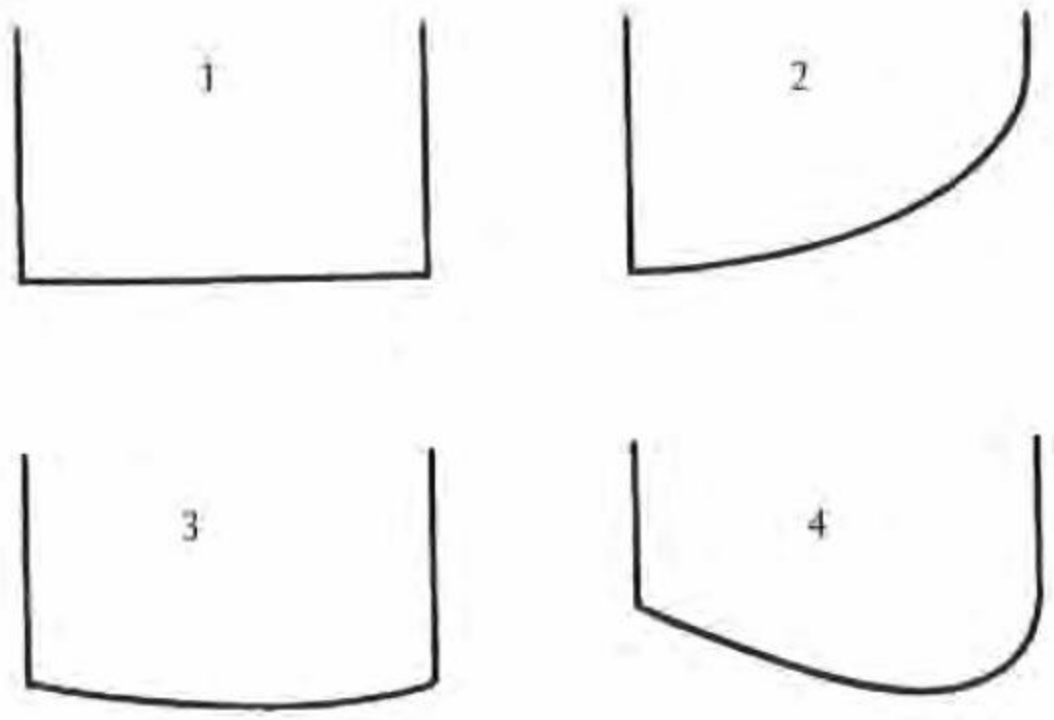


Fig. 2-42 • Différentes formes en plan d'extrémité de plan porteur. Les formes 1 et 2 sont préférables aux formes 3 et 4.

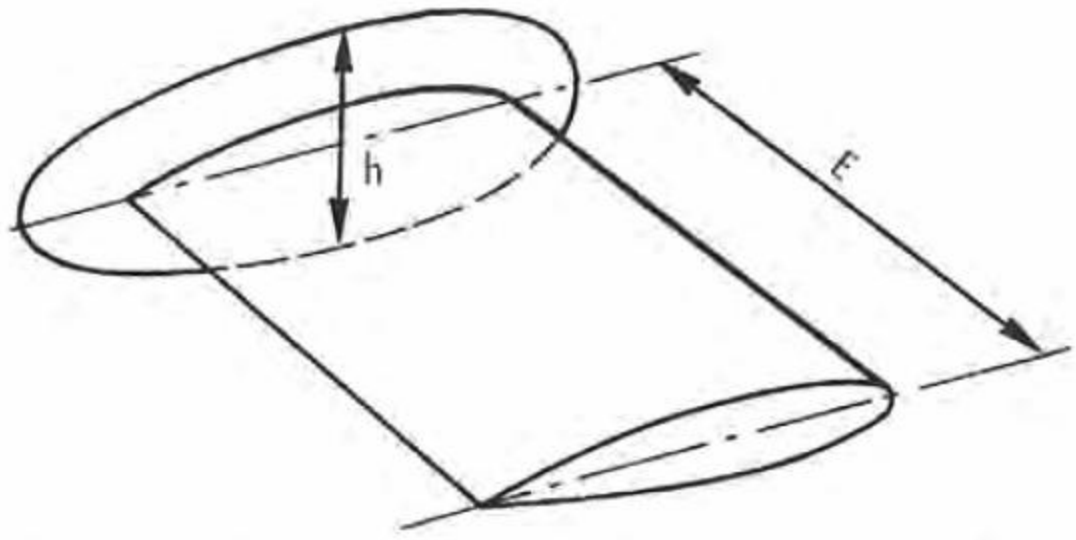


Fig. 2-43 • Une plaque perpendiculaire placée à l'extrémité d'un plan porteur augmente l'allongement effectif de celui-ci.

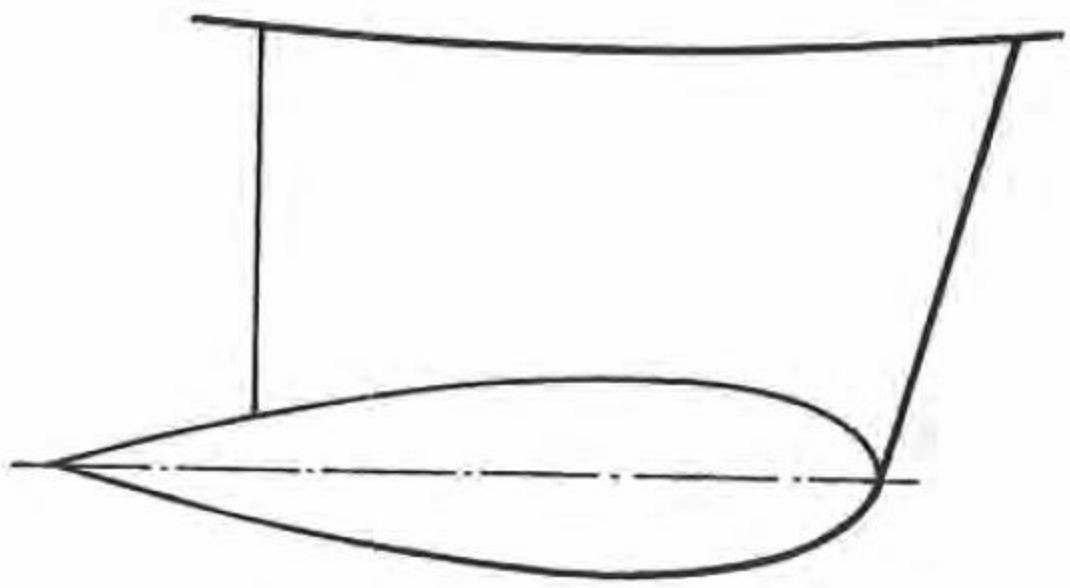


Fig. 2-44 • Aileron avec bulb profilé rapporté de *Pen Duick III*. L'allongement effectif est augmenté par la présence du bulb.

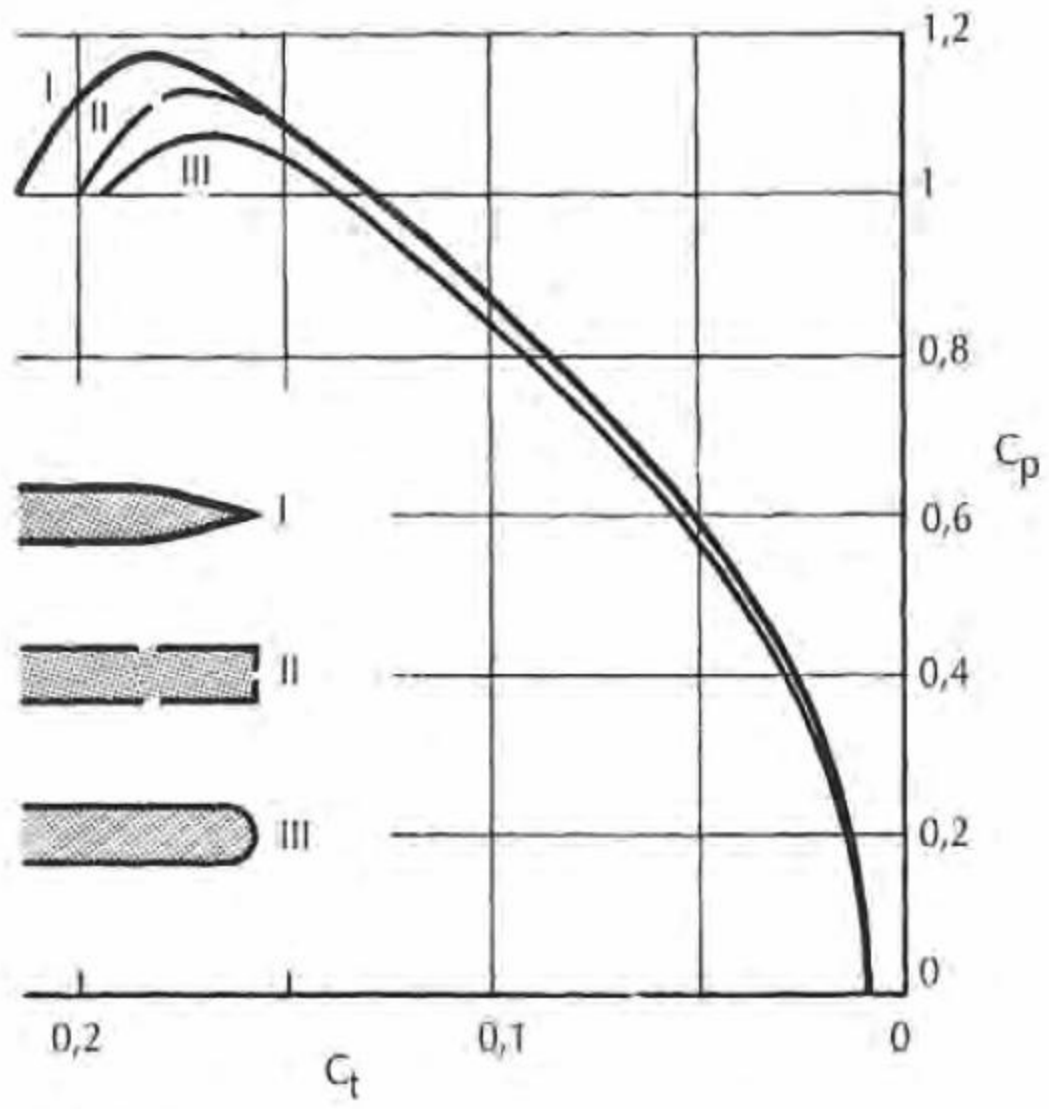


Fig. 2-45 • Polaires de différentes sections d'extrémité de plan porteur. La forme **I** est universellement adoptée dès que l'on recherche le rendement optimum.

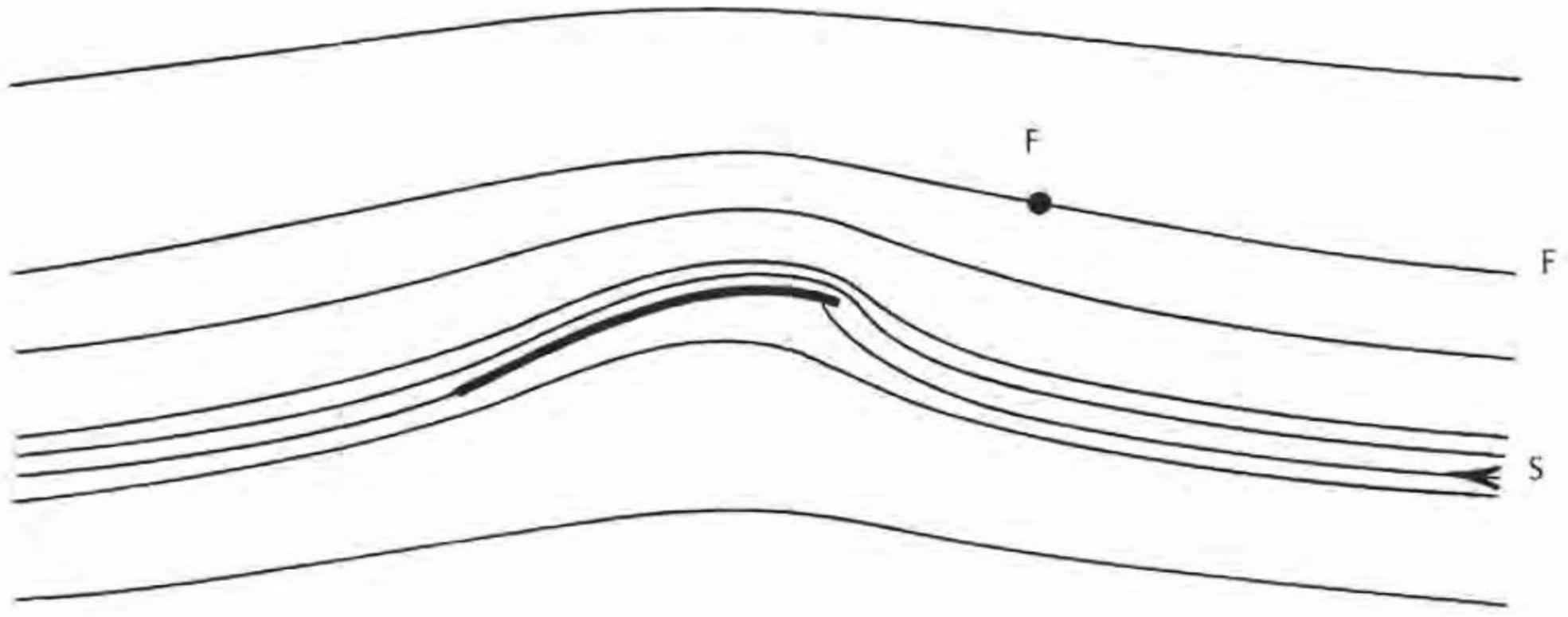


Fig. 2-46 • Lignes de courant sur une grand-voile seule **i** = 13,7°.

favorable. Nous verrons au CHAPITRE V les évolutions les plus récentes qu'ont connu les quilles tant en ce qui concerne la forme en plan que les extrémités.

g • Combinaison de deux profils

La combinaison et l'interaction de deux profils qui fut très étudiée à l'époque des biplans revêt pour nous un intérêt tout particulier dans son application à la disposition de voiles multiples et principalement au cas de grand-voile et foc.

Le procédé rhéoélectrique que nous avons décrit au début de ce chapitre a permis d'en établir, avec le principe de la circulation, la théorie définitive (5).

Il n'est plus question ici d'effet de cheminée, de venturi ou de fente dans lesquels on préjugeait toujours d'une accélération de l'air dans le couloir entre les deux voiles.

Reprenons tout d'abord l'étude des lignes de courant autour d'un plan mince courbe correspondant à une grand-voile seule avec circulation des vitesses (FIGURE **2-46**).

L'angle d'incidence est de 13,7°.

Le point d'arrêt se trouve nettement sur l'intrados du profil. Il en résulte un gradient de pression très élevé sur l'extrados (représenté par le rapprochement très important des lignes de courant) qui provoquera vraisemblablement une séparation de la couche limite.

Le point **F** correspond à la position de l'étai de foc et l'écartement de ce point par rapport à la ligne de stagnation donne la valeur de la quantité d'air qui passe entre ce point et la grand-voile.

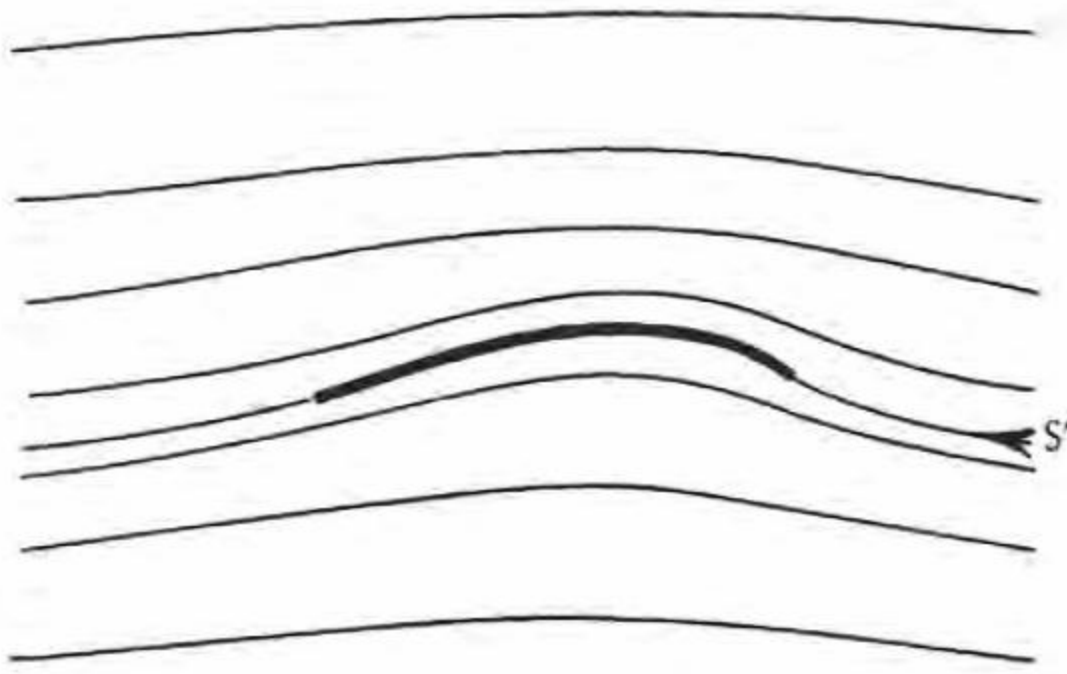


Fig. 2-47 • Lignes de courant sur un foc seul **i** = 4,4°.

Voyons maintenant le foc seul (FIGURE **2-47**). Celui-ci, placé à un angle d'incidence plus faible de 4,4°, voit son point d'arrêt situé juste sur le bord d'attaque, l'extrados ne sera donc pas soumis à un gradient de pression trop élevé et par conséquent ne sera pas victime de séparation.

Si nous réunissons maintenant les deux voiles, nous voyons apparaître des modifications très importantes dans la forme des lignes de courant (FIGURE **2-48**).

Tout d'abord le point d'arrêt sur la grand-voile a avancé et la ligne de courant attaque maintenant le mât de face. Le gradient de pression sur l'extrados est considérablement réduit et son pic est reculé. Il n'y a donc plus de risque de séparation mais en revanche la portance est réduite.

Cependant, il ne fait aucun doute qu'il est préférable d'avoir une portance réelle réduite, mais dont on est certain qu'elle existera, plutôt qu'une portance théorique élevée dont on peut être sûr qu'elle sera réduite à 0 par la séparation.

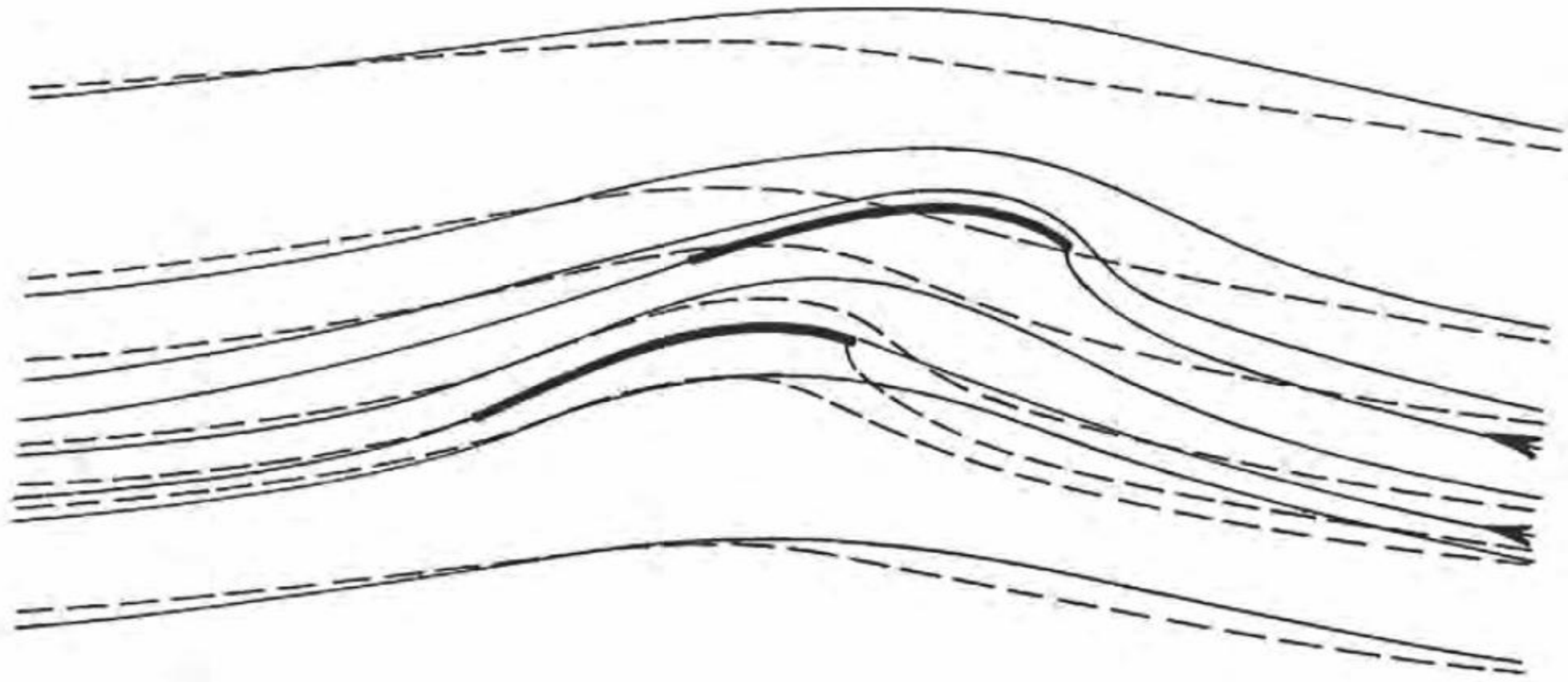


Fig. 2-48 • Lignes de courant sur l'ensemble grand-voile + foc (les lignes en pointillés sont celles de la grand-voile seule).

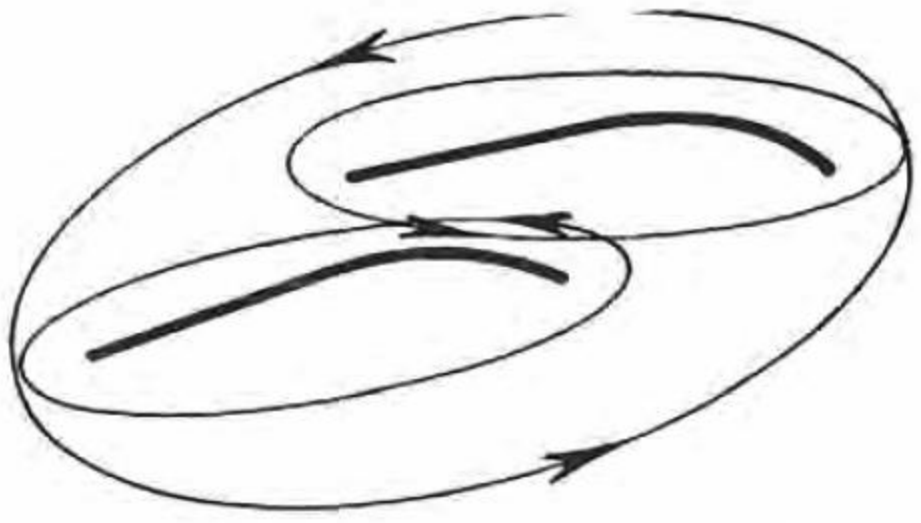


Fig. 2-49 • Les circulations sur l'ensemble grand-voile + foc.

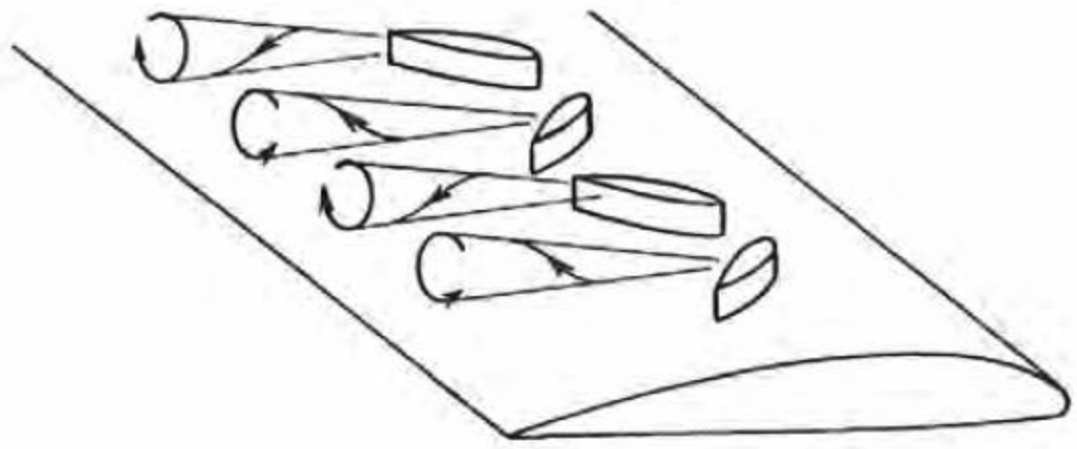


Fig. 2-50 • Générateurs de vortex.

Les lignes de courant en amont de la grand-voile sont déviées de façon importante et, en particulier, la ligne de courant correspondant au point **F** passe largement sous le foc. La ligne **S'**, correspondant au point d'arrêt de celui-ci, est beaucoup plus proche de la ligne **S**, par conséquent la quantité d'air qui passe entre les deux voiles est réduite, le reste étant dévié sur l'extrados du foc. Les lignes de courant s'écartant dans la partie située entre les deux voiles, leur vitesse est donc réduite. Ceci s'explique également par le fait que lorsqu'on superpose les circulations de deux voiles, celles-ci se contrarient dans la zone où elles se rencontrent (FIGURE **2-49**).

L'air qui passe entre les deux voiles ne retrouve sa vitesse qu'à la sortie du foc et celle-ci n'est alors pas plus grande que sur la grand-voile seule.

L'air qui passe sur l'extrados du foc doit se retrouver, au moment où il rejoint l'air passant entre les deux voiles, à la même vitesse que celui-ci.

Sa vitesse s'en trouve donc augmentée d'autant, ainsi que la baisse de pression correspondante.

La force qu'il développe est ainsi accrue par la ***présence de la grand-voile.***

C'est finalement au total plus la grand-voile qui améliore le rendement du foc en déviant l'air qui vient l'attaquer pour le placer à un angle d'incidence plus favorable et en accélérant l'écoulement sur l'extrados, que le foc qui améliore la grand-voile.

Au niveau de la circulation il ne faut pas considérer les deux éléments séparément mais dans leur ensemble. Bien sûr la voile n'est considérée ici qu'en deux dimensions (sa section par un plan horizontal) et d'autres facteurs interviendront pour modifier les écoulements sur la voile réelle dus entre autres à la variation de la largeur et du rapport entre le diamètre du mât et cette largeur, ainsi qu'à la présence de la couche limite dont l'épaisseur n'est pas négligeable et aux phénomènes de séparation.

Nous verrons que ceux-ci n'entraînent d'ailleurs aucune modification fondamentale.

Pour ceux qui voudraient développer leurs connaissances sur la théorie de la circulation appliquée aux voiles, théorie qui n'a pas manqué de détracteurs avant d'être universellement admise, je conseillerais de se reporter à la référence (6) qui développe les travaux de Arvel GENTRY et dont la partie consacrée à sa théorie a été publiée dans les numéros d'octobre et novembre 1990 de la revue américaine *Sailing World*.

h ▪ Reculer la séparation

Nous avons vu que la perte de portance d'un profil était due essentiellement au phénomène de la séparation de la couche limite. Il semble donc intéressant de pouvoir reculer l'apparition de cette séparation.

Celle-ci étant due essentiellement au frottement de l'air sur le profil, c'est en cherchant à réduire ce frottement ou en accélérant la couche limite que l'on peut aboutir à un résultat.

Parmi tous les systèmes proposés qui vont de l'extrados constitué d'un tapis roulant jusqu'à l'aile munie de fentes ou de trous par lesquels de l'air, venant de l'intrados ou injecté par une pompe, souffle la couche limite, le seul réellement utilisé est celui des générateurs de vortex.

Il s'agit d'une rangée de petits profils placés sur le dessus de l'aile, sensiblement au milieu de la corde, selon des angles alternés. Chacun d'eux induit un tourbillon d'extrémité ou vortex dont les sens de rotation alternés s'entraînent mutuellement (FIGURE **2-50**). Ces tourbillons emportent avec eux de l'air prélevé dans le courant extérieur à la couche limite et de ce fait accélèrent celle-ci. Le supplément de traînée qui en résulte est largement compensé par l'accroissement de portance et la finesse est améliorée. ⚓

BIBLIOGRAPHIE - CHAPITRE 2 •••

1 • P. REBUFFET :
Aérodynamique expérimentale.
Librairie Polytechnique Ch. Béranger.

2 • R.E. EILERS, C.A. KOPER, D. Mc LEAN, D.W. CODER :
An application of riblets for turbulent-skin-friction reduction.
15 th AIAA Symposium of Sailing.

3 • SAUNDERS :
Hydrodynamics in ship design.
SNAME.

4 • H.C. HERRESHOFF & J.E. KERVIN :
Symposium yacht architecture.
HISWA 73. Interdijk B.V.

5 • Arvel E. GENTRY :
The Aerodynamics of sail interaction.
3rd AIAA Symposium of Sailing.

6 • T. WHIDDEN & M. LEVITT :
The Art and Science of Sails.
S[t] Martin's Press, 1990.

3

ÉQUILIBRE DU VOILIER

LORSQU'UN bateau est posé sur l'eau, à l'arrêt, il est soumis à l'équilibre de deux forces, celle de la *pesanteur* **P**, dont la résultante est appliquée au *centre de gravité* **CG**, à laquelle s'oppose la force de *sustentation hydrostatique* **S** appliquée au centre du volume immergé ou *centre de carène* **CC** (FIGURE 3-1). Pour que le bateau soit en équilibre, il faut que ces deux forces soient de même valeur, c'est-à-dire que le poids d'eau déplacée soit égal au poids du bateau et que les deux centres **CG** et **CC** soient situés sur un même axe vertical.

Le bateau se déplacera dès qu'une force extérieure lui sera appliquée mais celle-ci viendra bouleverser le bel équilibre précédent. Nous supposerons dans un premier temps que cette force **F** se situera dans le plan vertical axial, au-dessus du plan de flottaison et parallèlement à celui-ci. Ces conditions correspondront à peu près à l'allure du vent arrière.

A ▪ L'ÉQUILIBRE AU VENT ARRIÈRE

Dans ces conditions toutes les forces se trouveront situées dans le plan vertical axial.

Le bateau soumis ainsi à la *force propulsive* **F** se déplacera vers l'avant. L'eau opposera à ce déplacement une *résistance* **R**.

La vitesse restera constante dès que la *résistance* **R** sera devenue égale à la force propulsive **F** (FIGURE 3-2).

Mais entre les deux forces **F** et **R** il existe un décalage vertical important **z** puisque la première se situe dans l'air et la seconde dans l'eau.

Ces deux forces vont donc constituer un couple tendant à incliner le bateau vers l'avant. Cette inclinaison provoquera un avancement du centre de carène **x** et les forces de pesanteur **P** et de sustentation **S** se décaleront jusqu'à ce que le couple qu'elles constituent alors équilibre le couple précédent.

On aura alors **F** x **z** = **P** x **x**. On peut également vérifier la condition d'équilibre en composant les forces propulsive et de pesanteur **F** et **P** selon une résultante **A** et les forces hydrauliques, sustentation et résistance **S** et **R**, en une résultante **H**.

L'équilibre est obtenu lorsque les deux résultantes, de directions opposées mais de valeurs égales, se retrouvent sur un même axe.

L'équilibre peut être obtenu par le déplacement vers l'avant de la force de sustentation comme nous venons de le voir, mais aussi par le déplacement vers l'arrière du poids. Le premier cas est celui d'un bateau à quille, le second est celui d'un dériveur dont l'équipage pourra déplacer son poids, part importante du poids total, d'une quantité non négligeable.

La modification de l'*assiette longitudinale* de la carène, due à l'inclinaison vers l'avant, entraînant généralement une réduction de vitesse, à résistance égale, il sera toujours utile

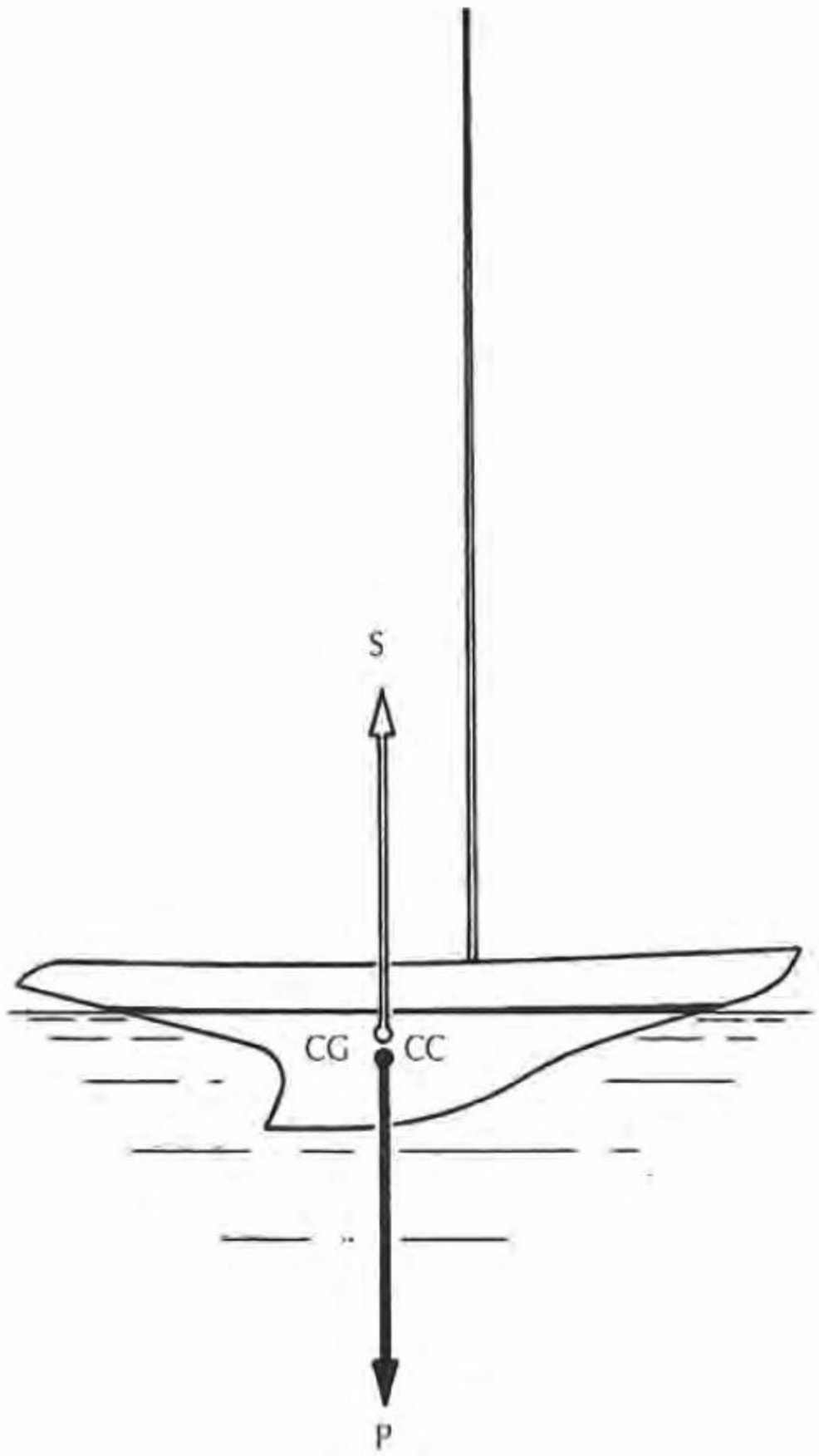


Fig. 3-1 • Equilibre des forces de pesanteur et de sustentation à l'arrêt.

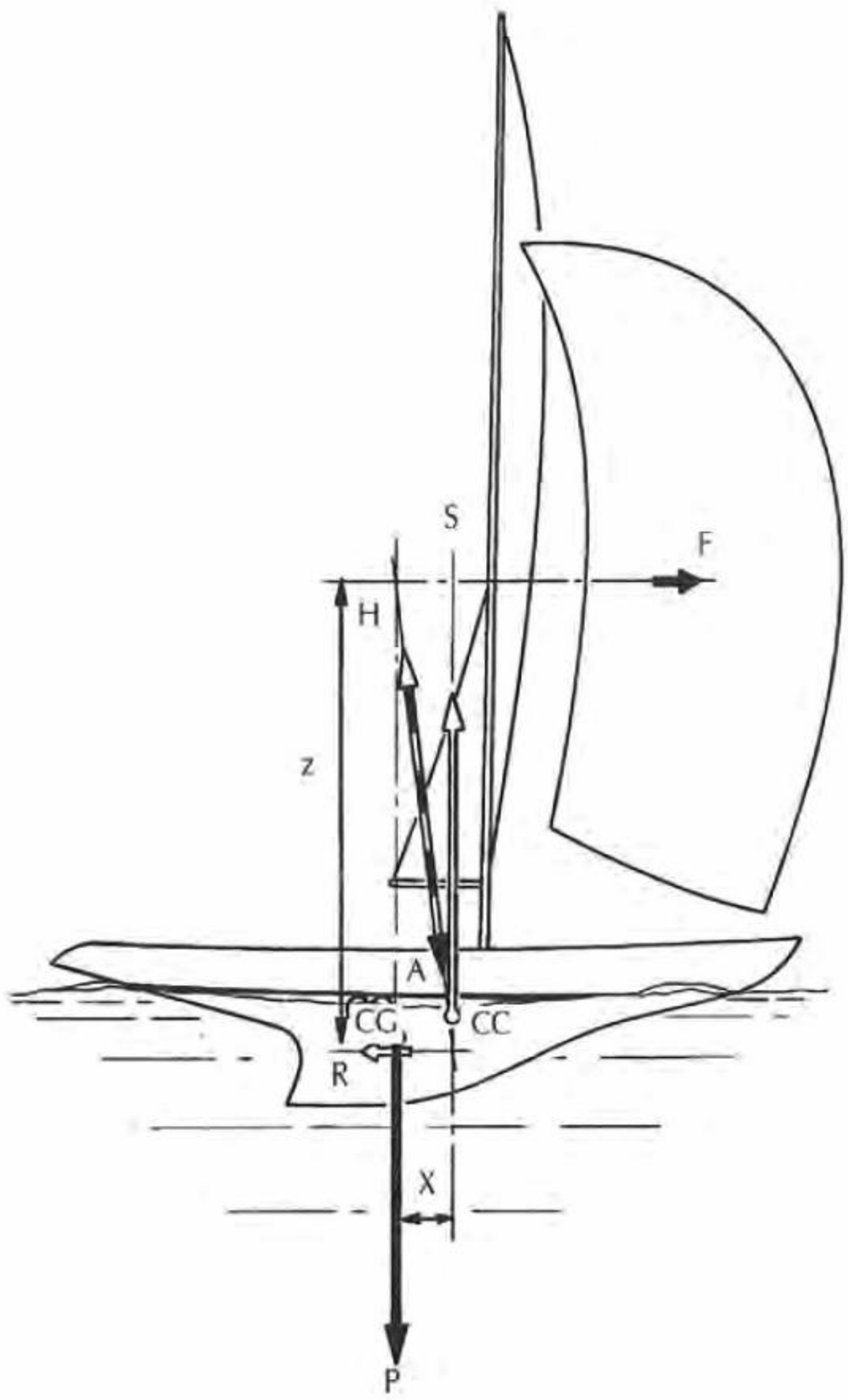


Fig. 3-2 • Équilibre en marche sous l'action d'une force propulsive parallèle au plan de flottaison.

au vent arrière, et quel que soit le type du voilier, de reculer le plus de poids possible afin de maintenir le bateau dans ses lignes d'eau normales.

Supposons maintenant que la force propulsive, tout en restant dans le plan axial n'est plus parallèle à la flottaison mais inclinée vers le haut comme ce peut être le cas avec un spinnaker (FIGURE 3-3).

F se décomposera alors en deux forces $\mathbf{F_X}$ horizontale et $\mathbf{F_Z}$ verticale. Nous retrouvons en $\mathbf{F_X}$ et **R** le même couple que précédemment mais il reste la composante verticale $\mathbf{F_Z}$ de même direction que **S**.

Le total des forces verticales ne pouvant changer puisqu'il doit rester égal au poids **P**, **S** diminuera de façon à conserver l'égalité $\mathbf{P = S + F_Z}$.

La diminution de **S** sera acquise grâce à un moindre enfoncement de la carène et par conséquent du poids d'eau déplacée. Ceci conduira à une augmentation de vitesse à résistance égale.

Autre possibilité, la force propulsive s'écarte du plan axial d'une valeur **y** tout en restant dans un plan parallèle, ce qui correspondrait au cas d'un cat-boat. Nous voyons alors apparaître un couple horizontal constitué par les deux forces **F** et **R** et de valeur **F** x **y**. Pour équilibrer l'action de ce couple il faudra créer un autre couple horizontal égal et de sens contraire. A priori, nous serons tentés de l'obtenir par l'action du gouvernail. En orientant le safran, celui-ci développera une force **g** que nous pourrons décomposer en deux forces $\mathbf{g_y}$ transversale et $\mathbf{g_X}$ longitudinale (FIGURE 3-4).

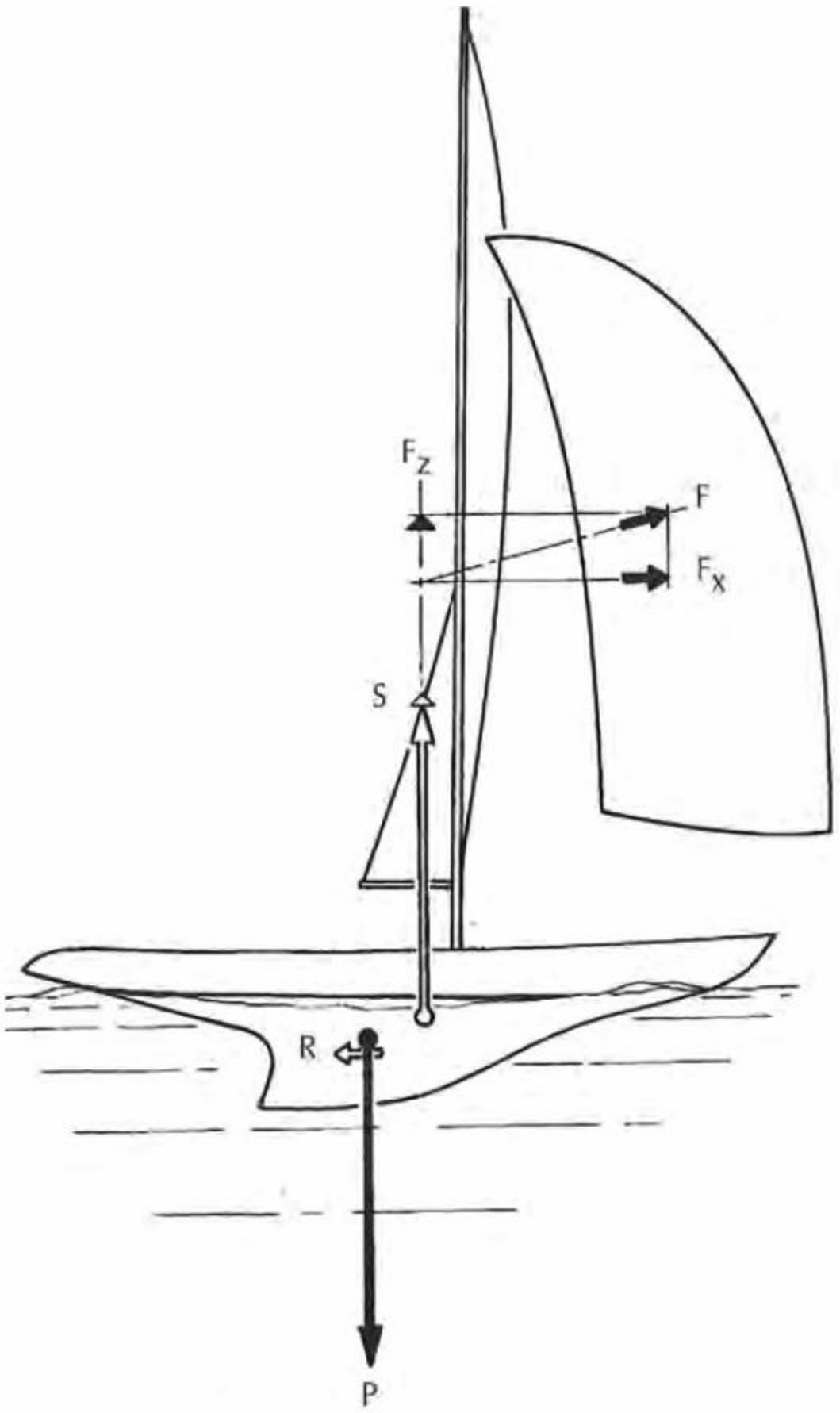


Fig. 3-3 • Modification de l'équilibre avec une force inclinée vers le haut. La force de sustentation est réduite de la valeur de la composante verticale.

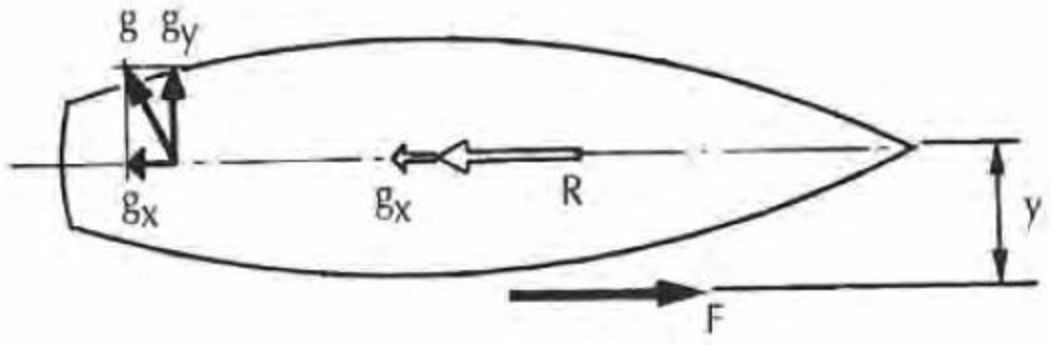


Fig. 3-4 • L'action du gouvernail, nécessaire pour compenser l'action d'une force propulsive décalée latéralement, provoque l'apparition d'une résistance $\mathbf{g_x}$ qui vient se déduire de la force disponible pour la propulsion de la coque.

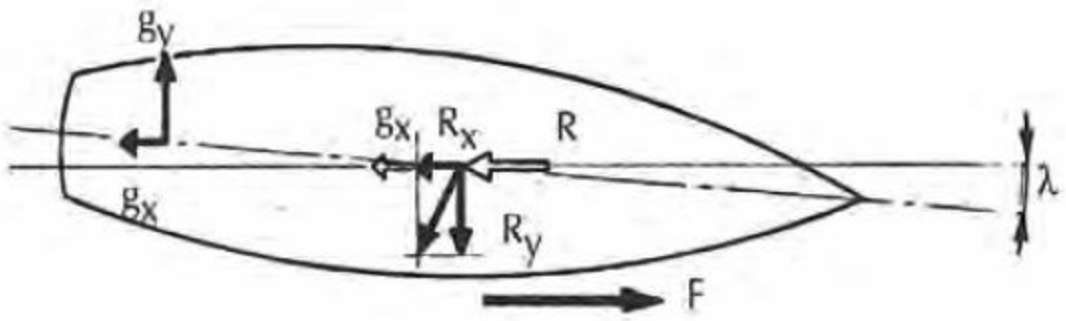


Fig. 3-5 • Pour équilibrer la force transversale du gouvernail ($\mathbf{g_y}$) la coque doit prendre un certain angle d'incidence λ pour développer une force latérale $\mathbf{R_y}$ égale et de sens contraire, mais ceci entraîne l'apparition d'une nouvelle résistance $\mathbf{R_x}$ se déduisant encore de la force disponible pour la propulsion de la coque.

L'ensemble des forces longitudinales $\mathbf{g_x}$ et **R** devant rester égal à **F**, **R** va donc diminuer ainsi que, par voie de conséquence, la vitesse, premier effet néfaste de l'action du gouvernail.

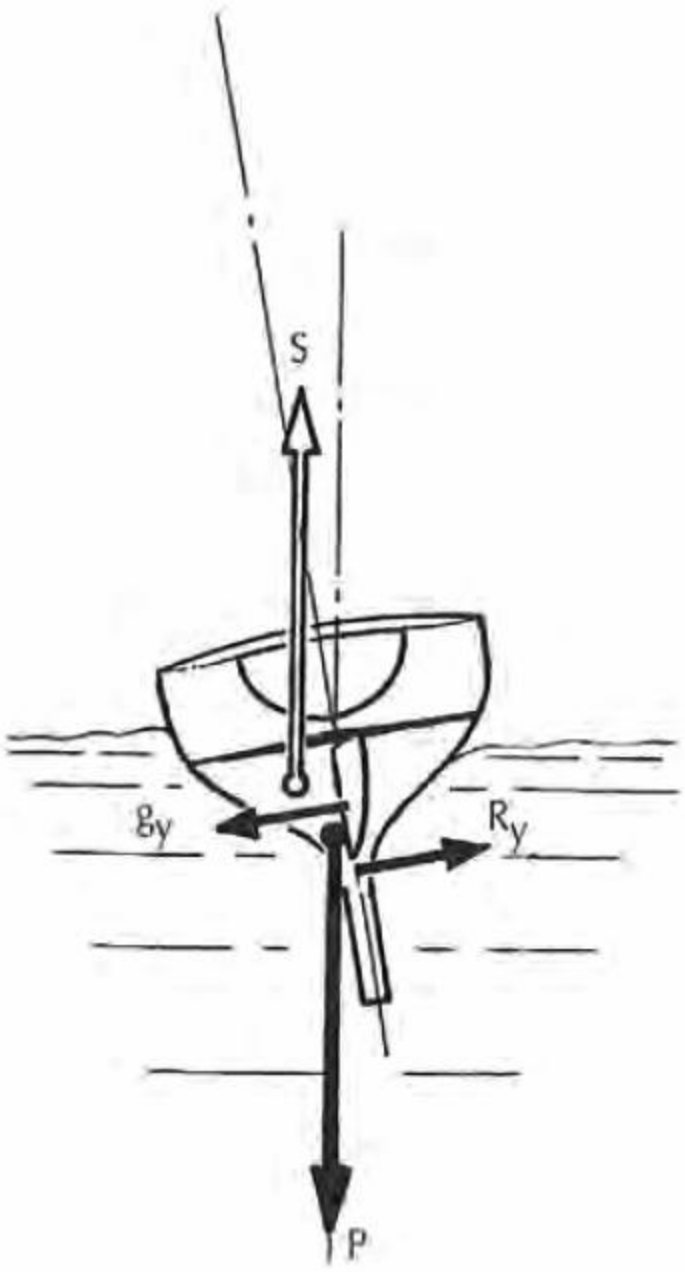
La force transversale $\mathbf{g_y}$ développée par celui-ci doit trouver, pour constituer un couple longitudinal une seconde force égale et de sens contraire.

Celle-ci ne pourra être fournie que par la carène qui, pour cela, s'orientera d'un certain angle λ par rapport à sa direction de translation (FIGURE 3-5).

Malheureusement cette force transversale $\mathbf{R_y}$ s'accompagnera d'une traînée longitudinale $\mathbf{R_x}$ qui viendra encore réduire la valeur de **R** et par conséquent à nouveau la vitesse. Deuxième action défavorable du gouvernail, l'inclinaison de la carène sur son axe de translation et la traînée qui en résulte.

Mais dans le plan vertical les deux forces $\mathbf{g_y}$ et $\mathbf{R_y}$ ne seront généralement pas à la même hauteur, $\mathbf{g_y}$ se trouvant placée plus haut que $\mathbf{R_y}$ du fait de la profondeur plus grande de l'aileron de dérive (FIGURE 3-6). Il en résulte un couple situé dans le plan vertical/transversal tendant à faire gîter le bateau dans le sens opposé au décalage de la force propulsive **F**. Cette gîte conduira à un décalage des forces **P** et **S** constituant alors un couple équilibrant le couple $\mathbf{g_y}$ - $\mathbf{R_y}$. Il résulte malheureusement de la gîte une dissymétrie des formes génératrice de résistance supplémentaire.

Il existe heureusement un moyen d'éviter tout cela, c'est de ramener la force propulsive dans le même plan



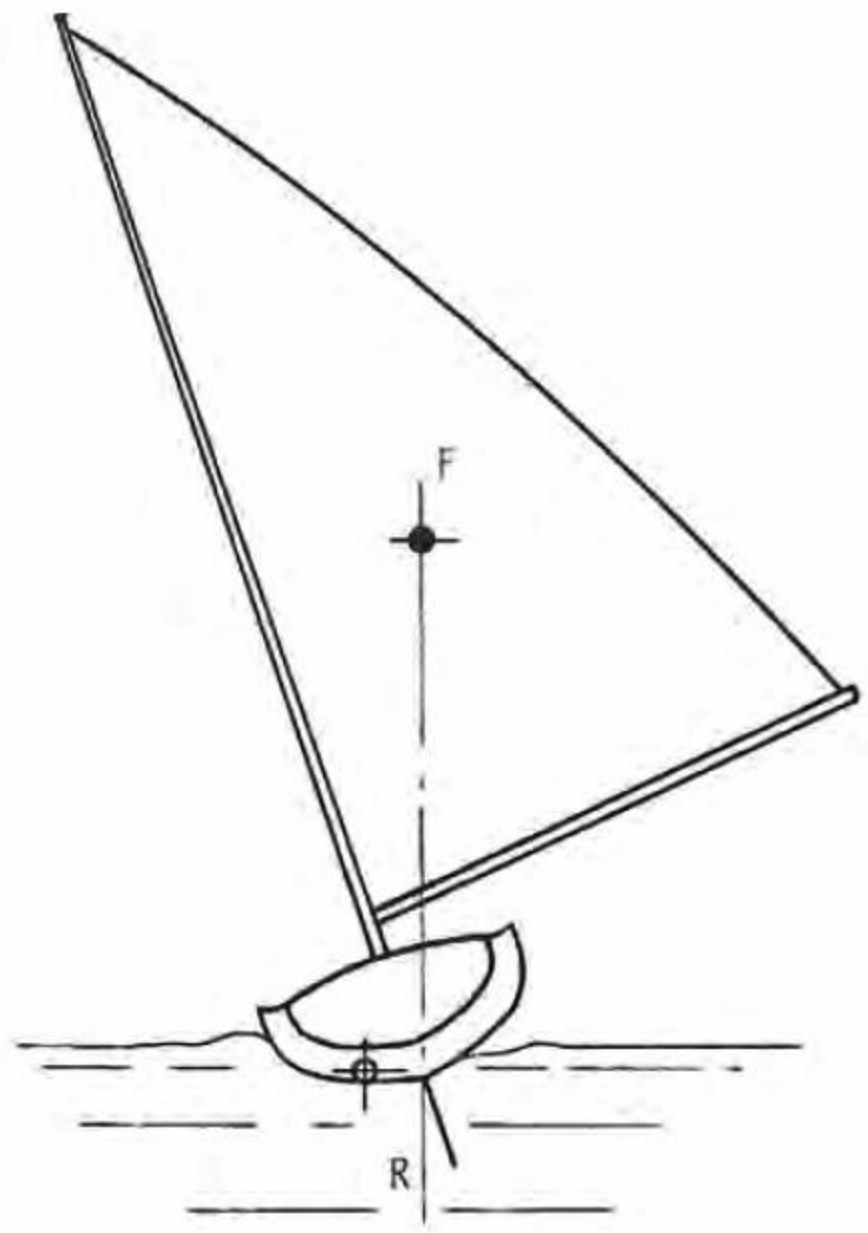


Fig. 3-6 • La différence de hauteur entre les forces transversales développées par le gouvernail et la coque crée un couple augmentant la gîte.

vertical que la résistance en faisant contregîter le voilier, il n'est plus nécessaire alors de recourir à l'action du gouvernail (FIGURE 3-7).

En fait, la dissymétrie de la carène résultant de cette gîte volontaire a une action semblable à celle du gouvernail et généralement il ne sera pas nécessaire de ramener la force propulsive exactement dans le plan vertical de la résistance afin de conserver un couple équilibrant celui de la carène. La part de la résistance prise par la dissymétrie des formes sera de toute façon inférieure au total des résistances additionnelles dues à l'action du gouvernail.

La force propulsive peut cependant avoir une direction quelconque. L'équilibre des quatre forces fondamentales ne peut alors s'obtenir que par un déplacement de leur axe d'action dans tous les plans.

Nous nous trouvons alors dans des conditions correspondant à toutes les allures autres que le pur vent arrière et en particulier les allures de près.

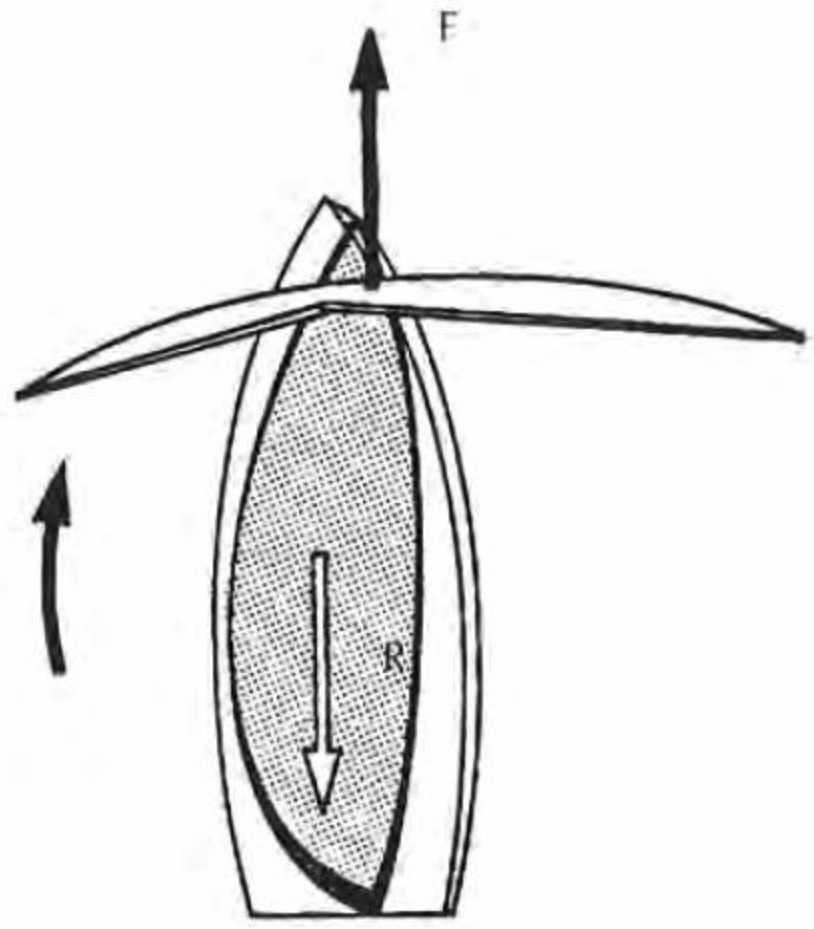


Fig. 3-7 • Pour éviter de faire intervenir le gouvernail il faut ramener la force propulsive dans le même plan vertical que la résistance de la coque en faisant gîter le bateau à contre. Cependant la dissymétrie de la carène entraînée par la gîte crée un couple de sens opposé à celui dû au décalage de la force propulsive. Il est donc nécessaire de conserver un certain décalage pour obtenir l'équilibre des deux couples.

B ■ L'ÉQUILIBRE AU PRÈS

Nous retrouvons nos deux couples de forces **P** et **S**, **F** et **R**. **F** est cette fois dirigée obliquement vers l'avant mais aussi du côté sous le vent et vers le bas, **R** sera toujours parallèle et de sens opposé, **S** et **P** restant bien sûr immuablement verticales (FIGURE 3-8).

Pour pouvoir analyser l'équilibre des quatre forces nous serons obligés d'étudier leur projection dans les trois plans vertical/longitudinal, vertical/transversal et horizontal (FIGURE 3-9).

Dans le plan longitudinal le couple constitué par les projections $\mathbf{F_L}$ et $\mathbf{R_L}$ de **F** et **R** est équilibré par le couple provoqué par le décalage longitudinal de **S** et **P**.

Dans le plan transversal le couple $\mathbf{F_T}$ et $\mathbf{R_T}$ des projections de **F** et **R** est équilibré par un couple provoqué cette fois par un décalage latéral de **S** et **P** consécutif à l'angle de gîte pris par le voilier.

Les deux couples $\mathbf{F_L}$ - $\mathbf{R_L}$ et $\mathbf{F_T}$ - $\mathbf{R_T}$ sont des couples inclinants auxquels s'opposent les couples de redressement **S**-**P** longitudinal et transversal. Dans ces deux cas le décalage de **S** et **P** peut être, comme au vent arrière, obtenu par celui de l'une ou l'autre ou même des deux forces.

Dans le plan horizontal, deux forces seulement apparaissent $\mathbf{F_H}$ et $\mathbf{R_H}$ projections de **F** et **R** et si le bateau est en équilibre de route ces deux forces se trouvent directement opposées l'une à l'autre et ne constituent pas de couple. **S** et **P** étant verticales n'ont aucun effet dans le plan. Nous pouvons maintenant décomposer $\mathbf{F_H}$ et $\mathbf{R_H}$ en forces parallèles et perpendiculaires à la route suivie (FIGURE 3-10).

De $\mathbf{F_H}$ nous tirons $\mathbf{F_x}$, qui représente la force propulsive et $\mathbf{F_y}$ la force qui tend à faire dériver le bateau. Leur sont respectivement opposées $\mathbf{R_x}$ qui représente la résistance globale à l'avancement de la carène et $\mathbf{R_y}$ la force antidérive développée par l'ensemble du plan de dérive du bateau.

Dans le plan transversal, $\mathbf{F_T}$ et $\mathbf{R_T}$ nous donneront, en plus des composantes $\mathbf{F_x}$ et $\mathbf{R_y}$, des composantes verticales $\mathbf{F_z}$ et $\mathbf{R_z}$ que nous retrouverons dans le plan longitudinal.

De l'égalité des couples transversaux $\mathbf{F_T} \times \mathbf{z}$ et $\mathbf{P} \times \mathbf{y}$ nous pouvons conclure que, **z** étant choisi constant, la valeur de $\mathbf{F_T}$, et par conséquent de sa composante propulsive $\mathbf{F_x}$, sera directement liée à celle du couple de redressement $\mathbf{P} \times \mathbf{y}$. Le premier facteur de rendement du voilier sera donc la stabilité.

Nous savons par ailleurs que pour développer sa portance, et la force $\mathbf{R_T}$ qui viendra équilibrer $\mathbf{F_T}$, l'ensemble coque dérive doit attaquer l'eau sous un certain angle d'incidence qui n'est autre que l'*angle de dérive* λ. Le second facteur de rendement dans l'aptitude à remonter au vent sera donc la qualité du plan de dérive à développer une portance

Fig. 3-8 • Aux allures du près l'équilibre reste toujours la propriété des deux couples constitués par les forces de la voilure **F** et de la carène **R** d'une part, le poids **P** et la sustentation **S** d'autre part.

$\mathbf{R_y}$ donnée avec un angle d'incidence λ et une résistance à l'avancement $\mathbf{R_x}$ aussi faibles que possible. Ce dernier point est concrétisé par l'angle de *finesse hydrodynamique* ε_H que fait $\mathbf{R_H}$ avec la normale à la route.

La valeur globale du rendement de la marche au près d'un voilier se concrétise par sa *vitesse de gain dans le vent* $\mathbf{V_g}$ (FIGURE 3-11). Cette vitesse $\mathbf{V_g} = \mathbf{V} \cos \gamma$ sera d'autant plus grande que γ et par conséquent aussi ß seront plus faibles pour un même rapport $\mathbf{V_r/V}$.

Il faudra donc réduire le plus possible l'angle β que fait le vent apparent avec la route et pour cela obtenir de la voilure que l'angle α que fait la force $\mathbf{F_H}$ développée par celle-ci

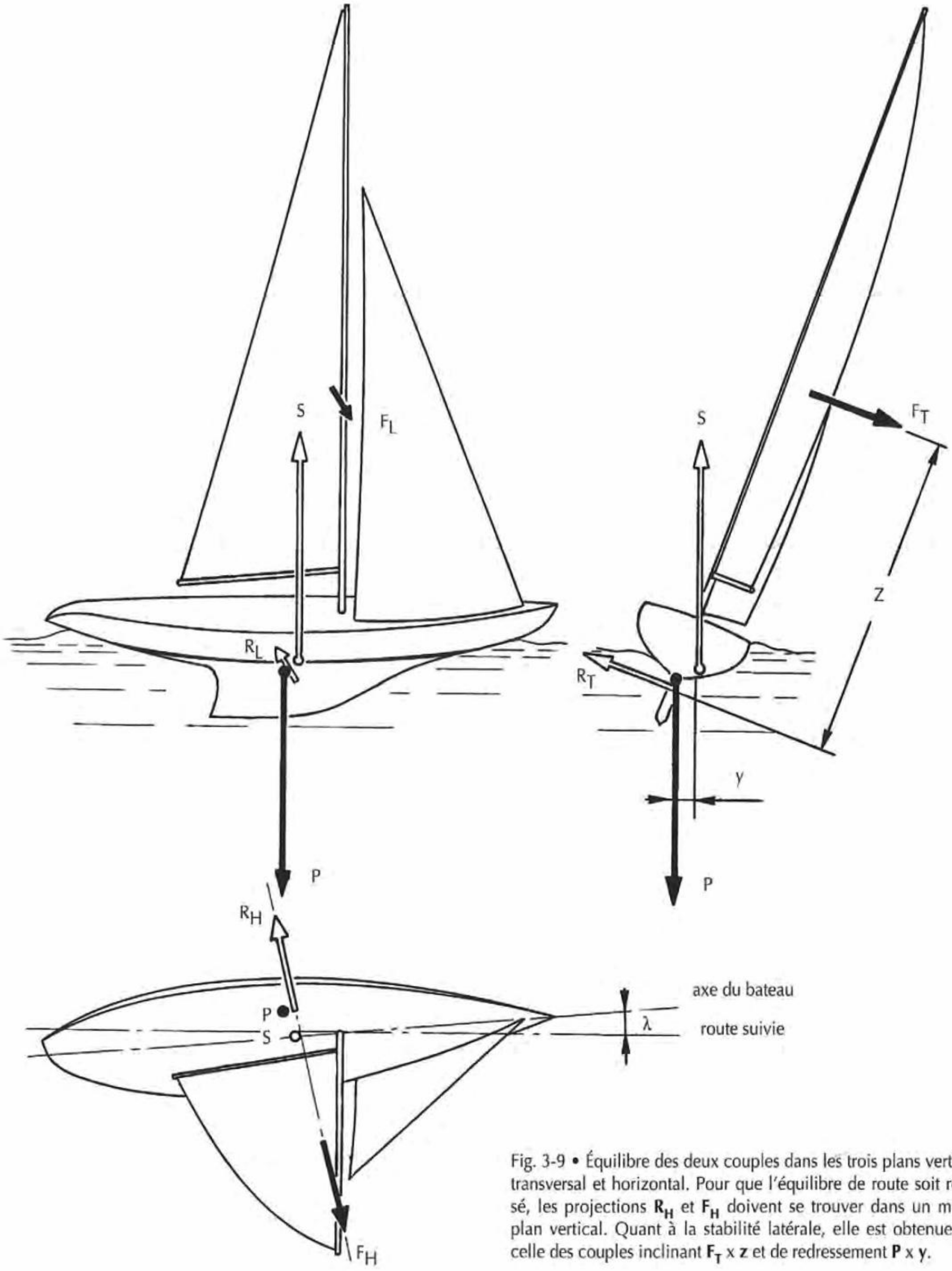


Fig. 3-9 • Équilibre des deux couples dans les trois plans vertical, transversal et horizontal. Pour que l'équilibre de route soit réalisé, les projections $\mathbf{R_H}$ et $\mathbf{F_H}$ doivent se trouver dans un même plan vertical. Quant à la stabilité latérale, elle est obtenue par celle des couples inclinant $\mathbf{F_T}$ x **z** et de redressement **P** x **y**.

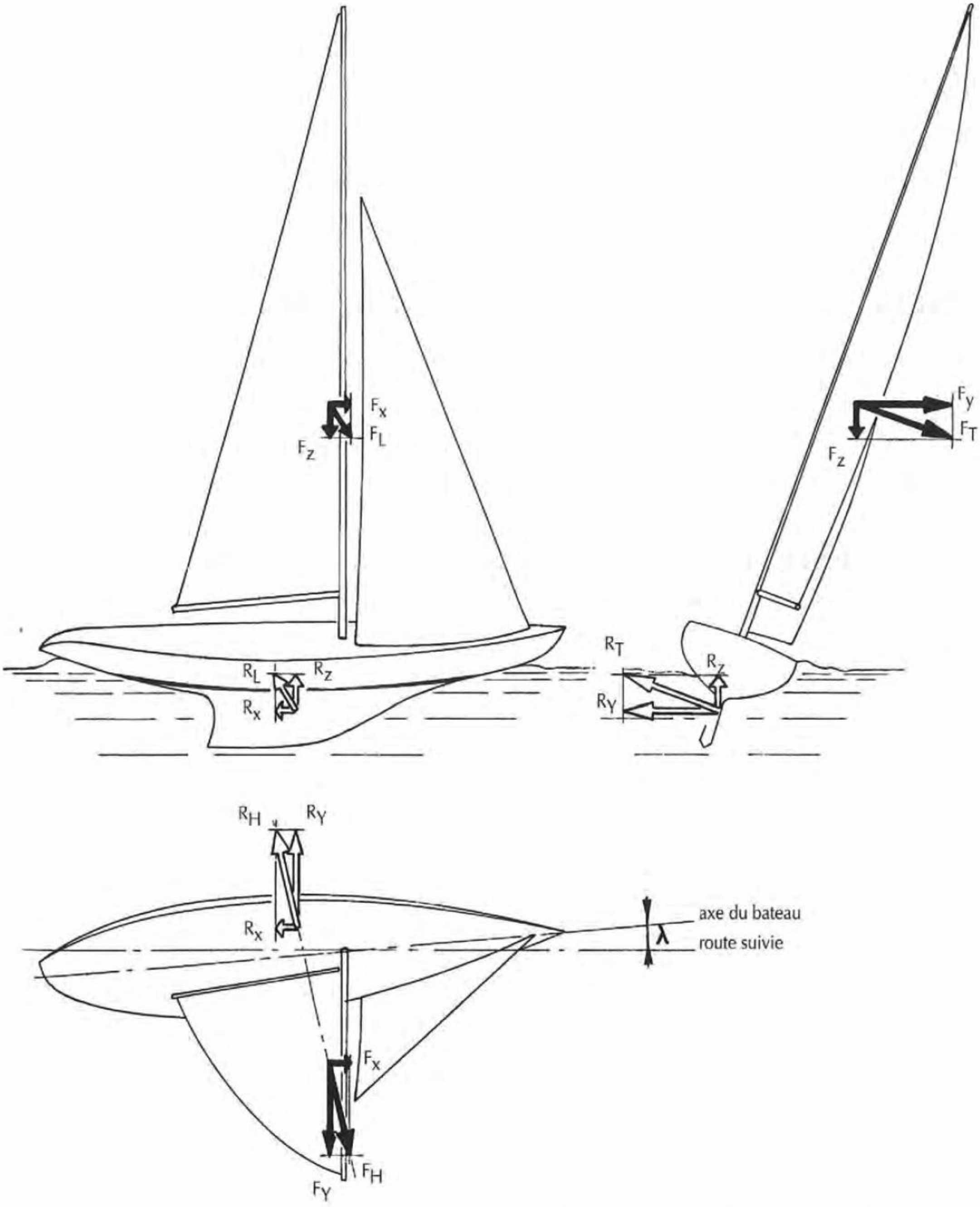


Fig. 3-10 • Décomposition selon les trois axes de référence. A chaque couple de force correspond un autre couple égal et de sens contraire.

avec le vent apparent soit aussi réduit que possible. Pour une même valeur de $\mathbf{F_H}$ on aura ainsi une force propulsive plus élevée pour une force de dérive plus faible. Ceci est lié aux caractéristiques aérodynamiques de la voilure et à ce que l'on appelle la *finesse* représentée par l'angle ε_A de $\mathbf{F_H}$ avec la normale au vent apparent.

Nous retiendrons donc que les trois facteurs élémentaires dont dépend la marche au près sont en premier la stabilité, puis la finesse du plan de dérive et celle du plan de voilure représentées par la somme des angles $\varepsilon_H + \varepsilon_A = \beta$

Si l'emprise du skipper sur la finesse du plan de dérive est relativement évidente puisqu'elle consiste essentiellement à maintenir sa carène propre, elle devient plus complexe lorsqu'il s'agit de celle du plan de voilure car il ne suffit pas de disposer de bonnes voiles. Il faut encore veiller à éviter tout ce qui peut augmenter la traînée et, dans ce sens, le confort ou certaines protections viennent en conflit avec la performance.

Des cagnards autour du cockpit, une capote de descente sont des éléments certains de confort, des filets dans les filières avant faciliteront les manœuvres des focs, des rouleaux et des fourrages sur les haubans protégeront écoutes et voiles, mais leur présence se paiera obligatoirement par un accroissement du fardage et une perte de finesse.

Beaucoup d'éléments auront d'ailleurs un effet négatif double, non seulement sur la finesse aérodynamique mais aussi sur la stabilité, par leur poids et par leur position. Un aérien de radar dans le mât, un conservateur d'allure à l'arrière, une annexe sur le rouf, autant de poids supplémentaires et de plus placés en des lieux où ils réduisent la stabilité et altèrent le passage dans la vague.

La décision d'installer à bord tout nouveau matériel qui n'a pas été prévu dès le stade de la conception du voilier, devra donc être prise avec la plus grande circonspection et après mûre réflexion. On étudiera en particulier le rapport entre le temps d'utilisation réel et le temps d'immobilisation qui, avec les caractéristiques propres du matériel, permettra d'en apprécier la réelle nécessité.

Il peut être bon ici d'abandonner un peu la théorie pour aborder un aspect plus philosophique de la conception et de l'utilisation du voilier.

En effet, dès que l'on aborde le sujet de la performance, d'une façon générale et plus particulièrement au près, la moitié des pratiquants se détournent en disant : « *Moi, je ne fais pas de compétition, la performance ne m'intéresse pas.* » C'est là une erreur qui peut avoir des conséquences graves, car un voilier qui ne peut atteindre un minimum de performances est un voilier dangereux.

N'importe quel plaisancier peut se trouver un jour devant une situation demandant de son bateau une vitesse aussi

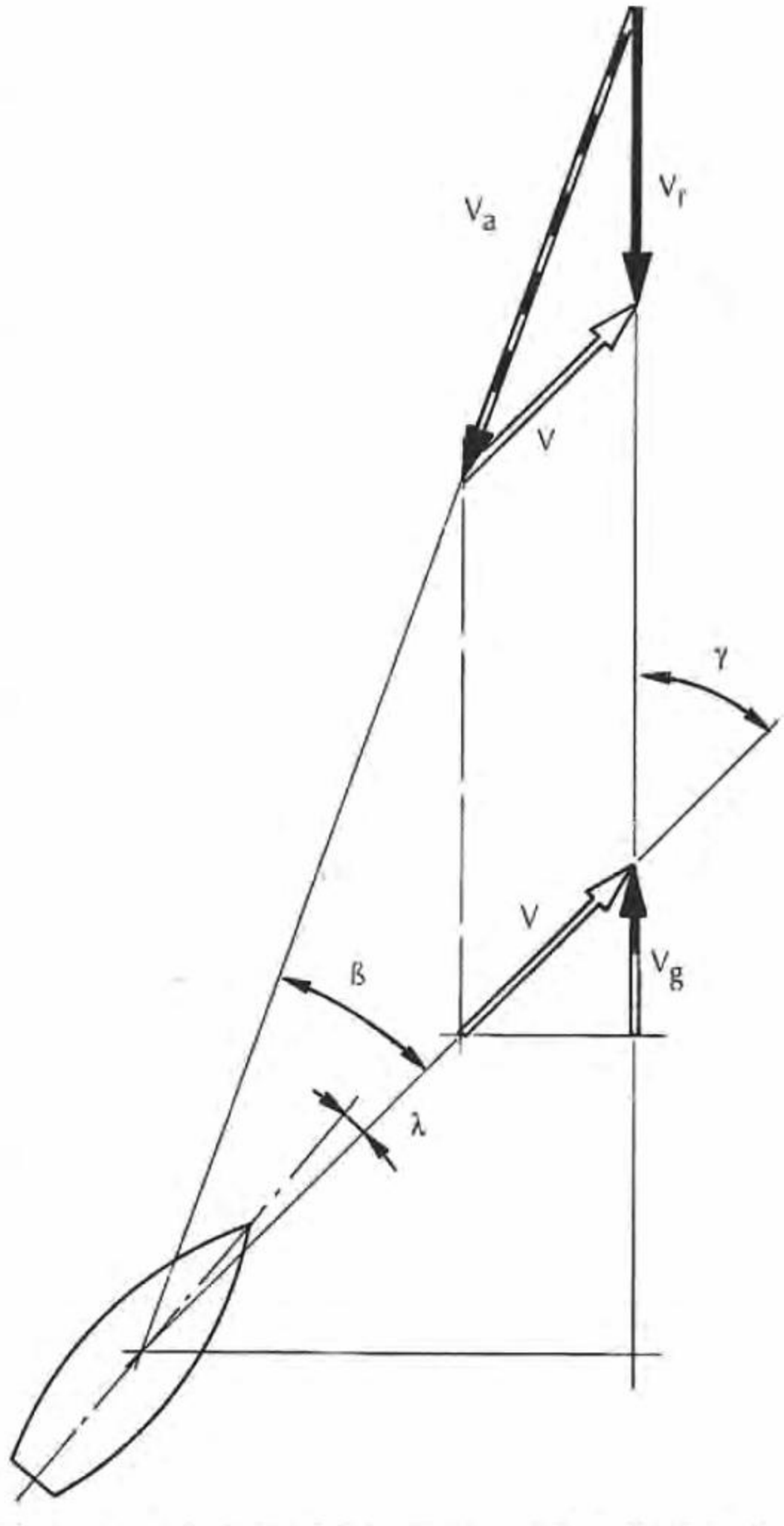


Fig. 3-11 • Le résultat final de la marche au près se définit par la valeur de la vitesse de gain dans le vent $\mathbf{V_g}$ par rapport à celle du vent réel $\mathbf{V_r}$. Elle est fonction de **V** et des angles ß et γ.

élevée que possible, quels que soient la direction du vent et l'état de la mer.

L'accident d'un équipier, l'évolution brutale ou imprévue d'une situation météorologique, une voie d'eau, peuvent nécessiter un retour rapide vers un abri ou le dégagement d'une zone dangereuse.

Une batterie à plat, une panne de moteur, peuvent alors rendre dramatique une situation auparavant maîtrisable et dans ce cas seules les performances du voilier, en tant que tel, permettront d'éviter le drame.

Les trois facteurs de performance que nous avons déterminés résultent au départ de la conception architecturale du voilier, mais il dépend uniquement et entièrement du skipper qu'ils soient maintenus à leur valeur optimale.

La chasse aux poids inutiles et à la meilleure localisation des autres devra donc être un souci permanent et l'objet d'une continuelle remise en cause. Il est incroyable de voir ce que l'on peut entasser dans un bateau au fil des années et c'est parfois plusieurs dizaines de kilos de manilles sans manillon, de poêles rouillées, de vieux cordages pourris que l'on peut éliminer.

Performance égale sécurité. ⚓

4

STABILITÉ

Nous venons de voir que le premier facteur de rendement du voilier était sa stabilité transversale dont dépend directement la force propulsive qu'il peut accepter. Accessoirement, la stabilité longitudinale interviendra, d'une part par son influence sur l'assiette longitudinale du bateau — et par conséquent sur la modification du rendement de la voilure et du plan de dérive qui en résulte — et d'autre part comme facteur de sécurité dans certains cas particuliers.

En fait, il n'y a aucune différence dans le mécanisme de la stabilité* quelle que soit la direction selon laquelle s'exerce la force perturbatrice faisant apparaître les phénomènes qui y sont liés ; cependant les bateaux étant généralement beaucoup plus longs que larges, c'est dans le plan transversal que la manifestation de ces phénomènes sera la plus sensible. C'est pourquoi c'est sur la stabilité transversale que nous nous étendrons le plus.

D'autre part, nous n'étudierons que la stabilité du bateau à l'arrêt, les modifications que peuvent apporter les vagues de translation ou la répartition des pressions nécessitant une analyse beaucoup plus complexe.

* Le terme stabilité est pris dans le cours de ce chapitre dans deux de ses sens :
• d'une façon générale pour désigner la qualité du bateau à s'opposer à son inclinaison sous l'effet des forces extérieures ;
• d'une façon plus précise en désignant l'état d'un système en équilibre lorsque la somme des forces et des moments auxquels il est soumis est nulle.

A ■ STABILITÉ TRANSVERSALE

Prenons une bouteille vide ou une boîte de conserve et posons-la sur l'eau (FIGURE 4-1). Nous pouvons la faire tourner sur elle-même sans qu'elle s'oppose le moins du monde à ce déplacement et elle reste au point où on la laisse. Elle tourne simplement autour de son axe de révolution **O** sur lequel se trouve aussi son centre de gravité.

Quant au centre du volume immergé **C,** il restera constamment dans la même position, à la verticale du centre de gravité. L'équilibre est indifférent, mais les deux forces de sustentation **S** et de poids **P** ne pouvant s'écarter l'une de l'autre ne créent aucun couple pour s'opposer à la rotation. Seuls les frottements dans la couche limite assureront le freinage du mouvement.

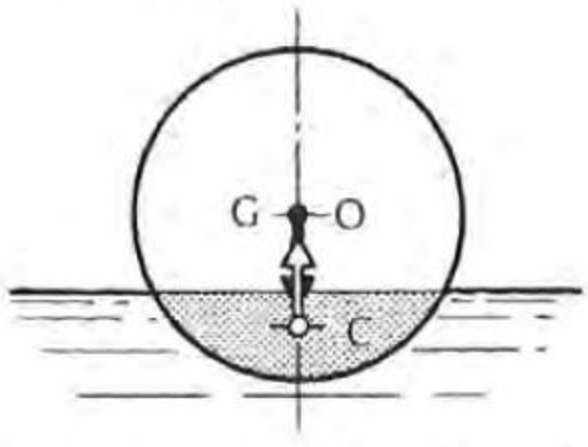


Fig. 4-1 • Le cylindre posé sur l'eau n'a pas de stabilité, quelle que soit sa position, le poids et la force de sustentation restent sur le même axe, égaux et opposés et leurs centres immobiles, l'équilibre est indifférent.

1 STABILITÉ DE POIDS

Maintenant coulons dans la bouteille posée à plat un peu de plâtre ou de ciment. Le centre de gravité **G** va se trouver écarté de **O** par la présence de ce lest (FIGURE **4-2 a**). Posée dans l'eau. nous ne pourrons plus faire tourner la bouteille à notre guise car, alors, le centre de gravité, tournant autour de **O** va s'écarter de la verticale du centre du volume immergé qui, lui, reste fixe (FIGURE **4-2 b**). Un couple de redressement **P x y** va apparaître qui tendra à faire revenir la bouteille à sa position initiale. La bouteille étant cylindrique, sa forme n'a pu intervenir dans la création du couple de redressement et la stabilité n'a été obtenue que grâce au lest que nous avons ajouté, on dit qu'il s'agit d'une *stabilité de poids*.

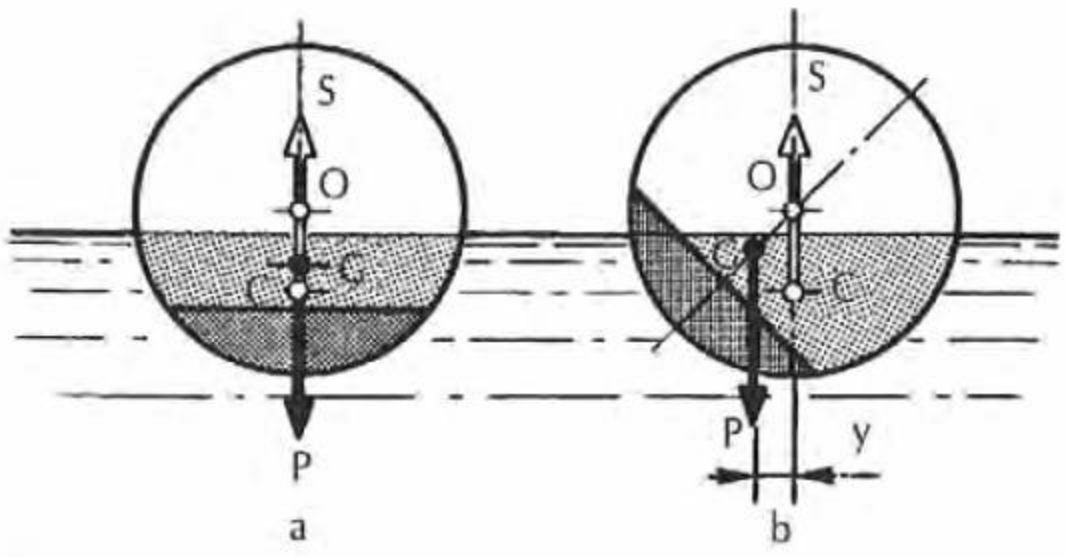


Fig. 4-2 • Le même cylindre, lesté, développe une stabilité de poids due au seul déplacement de son centre de gravité.

2 STABILITÉ DE FORME

Prenons maintenant une planche de bois ou de mousse de plastique de section rectangulaire, comme pour la bouteille le centre de gravité sera confondu avec le centre géométrique de la section (FIGURE **4-3 a**).

Sous une pression exercée verticalement sur son bord la planche prendra une certaine inclinaison mais, contrairement à la bouteille, elle reviendra immédiatement à sa position initiale dès que la pression cessera. Cela parce que, bien que le centre de gravité n'ait pas bougé, le centre du volume immergé s'est, lui, déplacé du côté où s'exerçait la pression, créant ainsi un couple de redressement **S x y**.

Seule, la forme de la section de la planche est intervenue dans le processus, on dit alors qu'il s'agit d'une *stabilité de forme*.

3 STABILITÉ GLOBALE

Voyons maintenant ce qu'il advient d'une section normale de voilier gîté sous l'action du vent, et précisons tout d'abord un point. Dans le cas de la planche étudiée précédemment, la force **F** exercée sur le bord a dû être équilibrée par une augmentation égale de la sustentation. Pour le voilier, nous avons vu (CHAPITRE **III** - FIGURE **3-10**) que les composantes verticales des forces créant les couples inclinants et de redressement s'équilibraient. Par conséquent il n'y aura pas (dans ce cas) d'enfoncement lié à la gîte et le volume immergé restera constant. Les carènes correspondant aux différents angles de gîte, de volumes égaux, sont appelées *isocarènes* et les plans de flottaison qui les définissent, *flottaisons isocarènes*. Si le corps est de section constante sur toute sa longueur, les différentes sections isocarènes seront égales. Il n'en ira pas de même pour des formes évolutives comme celles d'un voilier, dont l'assiette longitudinale se modifiera au cours de l'inclinaison. Ce phénomène

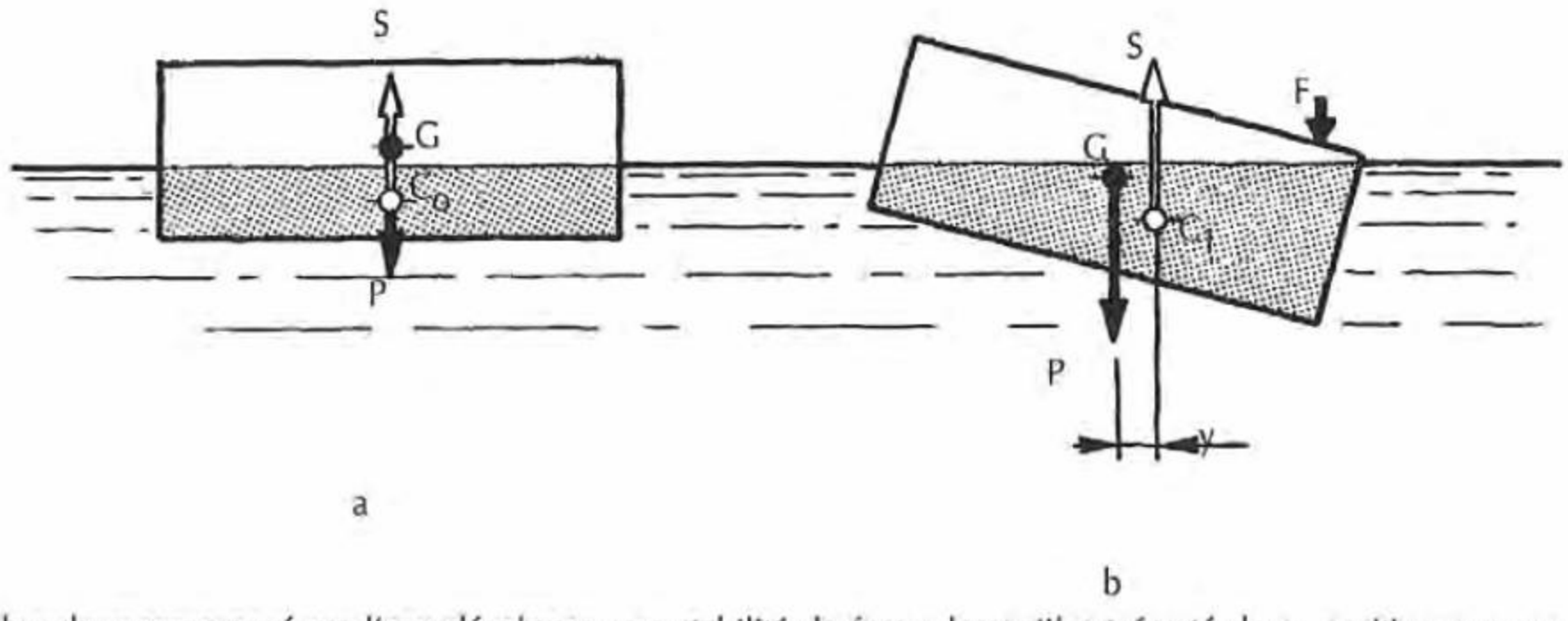
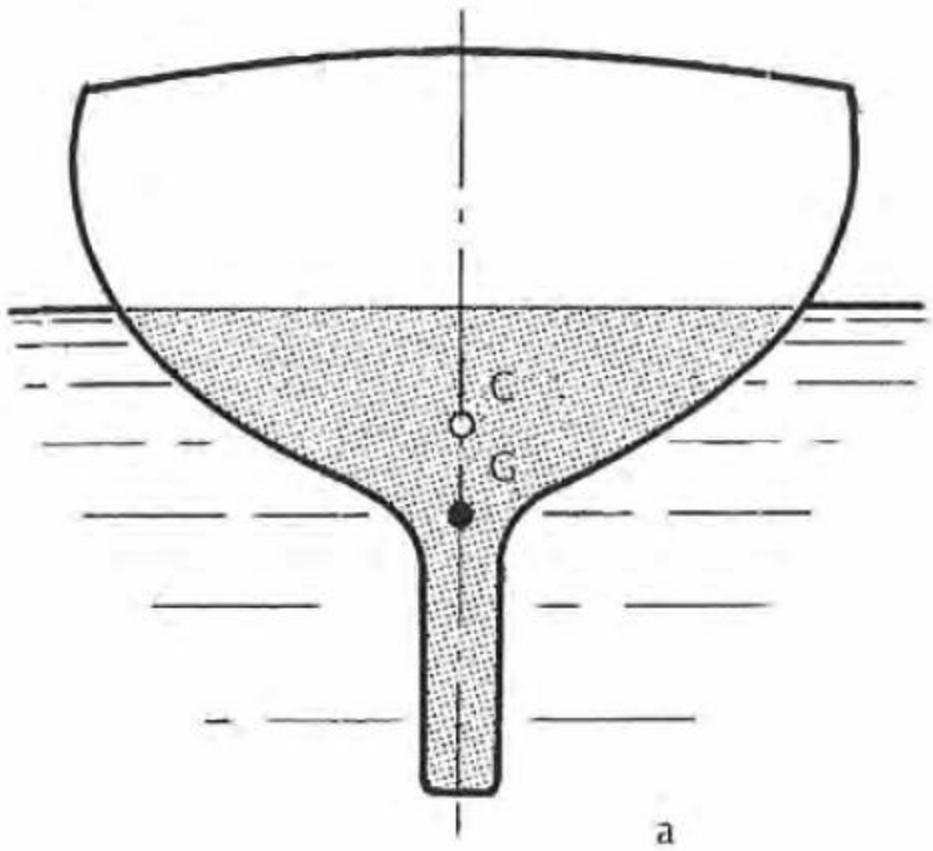
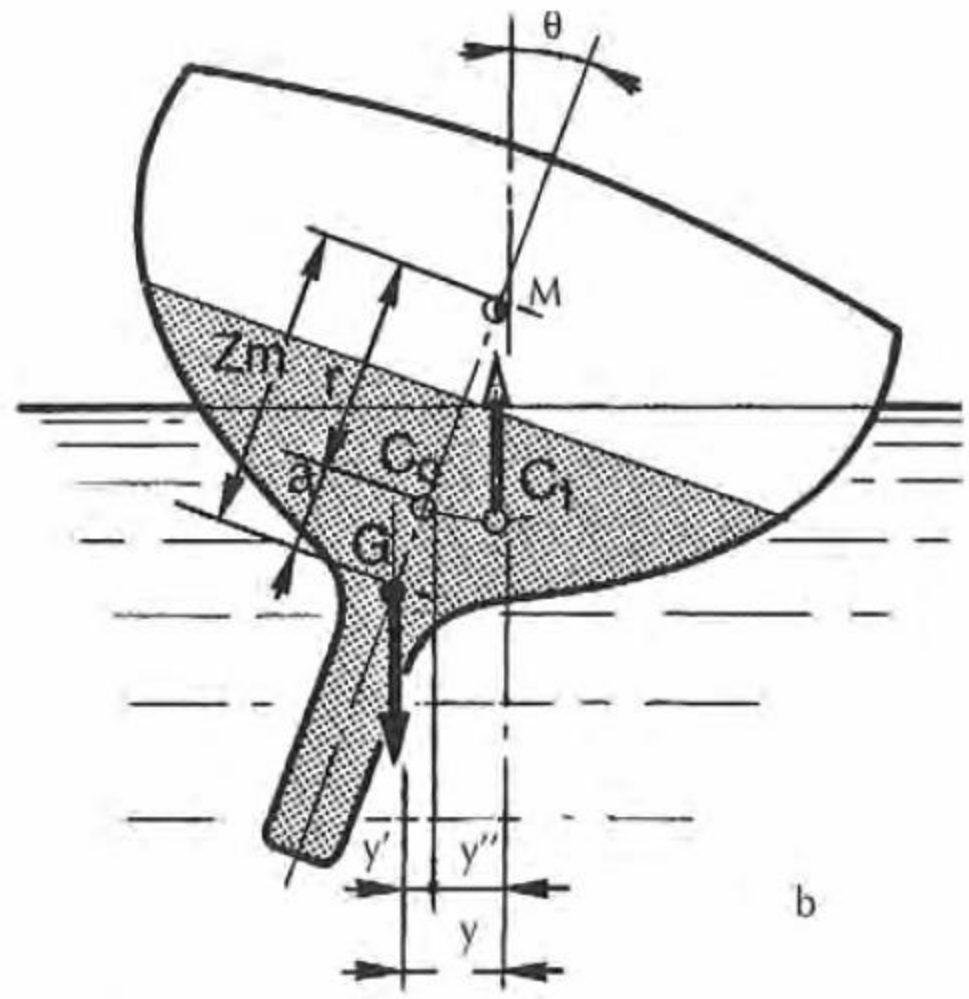


Fig. 4-3 • Le bloc de mousse posé sur l'eau développe une stabilité de forme lorsqu'il est écarté de sa position par une pression **F**. C'est le centre de carène qui cette fois se déplace seul.



a



b

Fig. 4-4 • En s'inclinant, la section du voilier développe à la fois une stabilité de poids par le décalage de son centre de gravité et une stabilité de forme par celui du centre de carène. Le déplacement de celui-ci pour un petit angle s'effectue sur un arc de cercle dont le centre instantané est le métacentre (pour la clarté du dessin, l'angle de gîte a été exagéré).

interviendra au niveau du calcul final de la stabilité statique mais nous n'aurons pas à en tenir compte ici au niveau de l'étude théorique.

Nous admettrons enfin que les modifications de gîte se font sans vitesse. Nous verrons plus loin au paragraphe « stabilité dynamique » l'influence de la vitesse.

Soit une section de voilier très lesté, telle que **G** se trouve au-dessous du centre de carène initial $\mathbf{C_0}$ d'une distance **a** (FIGURE **4-4 a**). Sous un angle de gîte θ faible (de l'ordre du degré) la section tourne autour d'un point **M** correspondant à l'intersection de son axe d'origine avec la verticale du nouveau centre de carène $\mathbf{C_1}$ (FIGURE **4-4 b**). Ce centre instantané de rotation est appelé *métacentre* et son importance dans l'étude de la stabilité fut mise en évidence pour la première fois par le Français Pierre BOUGUER dans son *Traité du navire* paru en 1746. Le rayon **r** selon lequel le centre de carène tourne autour de son centre instantané de rotation **M** est le *rayon métacentrique*. Le moment de redressement $\mathbf{P \times y = P \times Z_m} \sin \theta$.

Mais **y*** est en fait la somme de **y'** décalage du centre de gravité **G** par rapport au centre de carène initial $\mathbf{C_0}$ et **y''** décalage de $\mathbf{C_0}$ en $\mathbf{C_1}$.

On peut donc écrire : $\mathbf{P \times y = P\,(y' + y'') = Py' + Py''}$ ou : $\mathbf{P \times Z_m} \sin \theta = \mathbf{P \times a} \sin \theta + \mathbf{P \times r} \sin \theta$.

$\mathbf{P \times a} \sin \theta$ représente la part de la stabilité de poids et $\mathbf{P \times r} \sin \theta$ celle de la stabilité de forme.

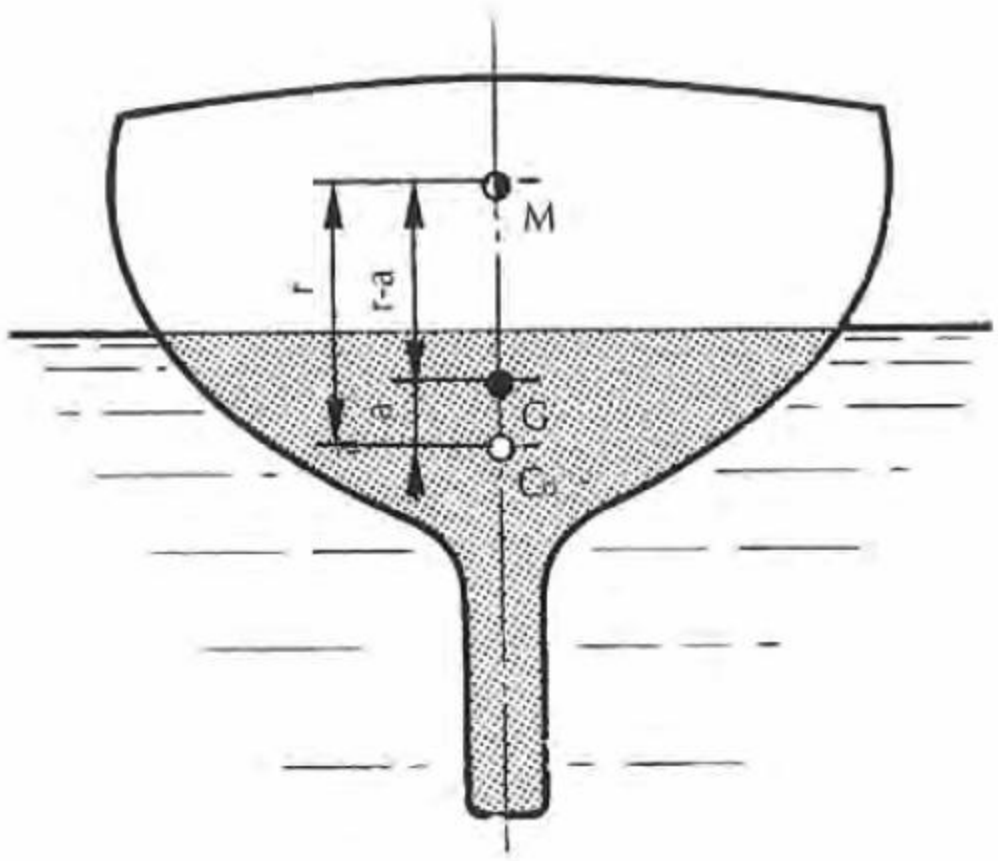


Fig. 4-5 • La distance **r - a**, sur l'axe entre le centre de gravité et le métacentre, définit la stabilité à l'angle considéré.

$\mathbf{Z_m} \sin \theta = \mathbf{a} \sin \theta + \mathbf{r} \sin \theta$ est donc le bras de levier global du moment de redressement.

Comme, dans la majorité des cas, **G** se trouve au-dessus de $\mathbf{C_0}$, **a** devient alors négatif et $\mathbf{Z_m}$ devient (**r - a**) (FIGURE **4-5**). Le produit **P (r - a)** est le *module de stabilité initiale*.

* Dans la littérature technique, y est souvent appelé GZ et r, ρ.

4 STABILITÉ INITIALE

Le métacentre que nous venons de considérer, correspondant à une gîte infiniment faible par rapport à la verticale, est le *métacentre initial* dont la position dépend du volume de la carène et de la surface du plan de flottaison.

Sans entrer dans le détail de la démonstration mathématique sachons que le rayon métacentrique initial est le quotient du *moment d'inertie transversal* $\mathbf{I_X}$ du plan de flottaison, par le volume de la carène **V** soit : **r = I/V** et la valeur de **r - a** initial sera représentative de la stabilité initiale du navire. Le moment d'inertie transversal de la flottaison étant lui-même fonction du cube de sa largeur, on voit tout de suite que le rayon métacentrique initial sera d'autant plus grand que la flottaison sera plus large et le déplacement plus faible. C'est en particulier le cas des dériveurs légers et *a fortiori* des multicoques.

On sera bien sûr tenté d'obtenir une grande valeur de **r - a** pour augmenter au maximum la stabilité aux angles où elle est la plus utile au bon rendement du voilier mais il ne faut pas verser dans l'excès contraire qui conduirait à donner au bateau un comportement très désagréable par houle de travers avec une période de roulis très courte et par conséquent des mouvements très secs. Nous reviendrons au CHAPITRE VIII sur ce point.

Le moment d'inertie croissant comme la puissance 4 alors que le volume ne croît que comme le cube, la hauteur métacentrique devrait croître de façon linéaire. En fait le rapport longueur/largeur diminuant avec la taille, la hauteur métacentrique varie beaucoup moins vite, on peut se baser sur des valeurs allant de 0,90 m pour 5 m de flottaison à 1 m ou 1,20 m pour 15 m.

5 COURBES DE C, M ET Y

Lorsque le bateau s'inclinera d'un angle θ_n à un autre angle infiniment proche $\theta_n + 1$, sa section pivotera autour d'un nouveau métacentre $\mathbf{M_n}$ (FIGURE 4-6).

Au cours de la rotation complète de la section le centre de carène et le métacentre décriront dans le plan une courbe. Du fait de la symétrie que présente généralement un voilier, ces courbes comporteront deux parties symétriques par rapport à l'axe vertical et seront fermées, c'est-à-dire que les points de départ et d'arrivée seront confondus.

La courbe des centres de carène sera généralement convexe, régulière et proche d'une ellipse tandis que celles des métacentres, ou *développée métacentrique*, pourra présenter des points de rebroussement. Une normale à la courbe des centres de carène correspondant à un angle de gîte

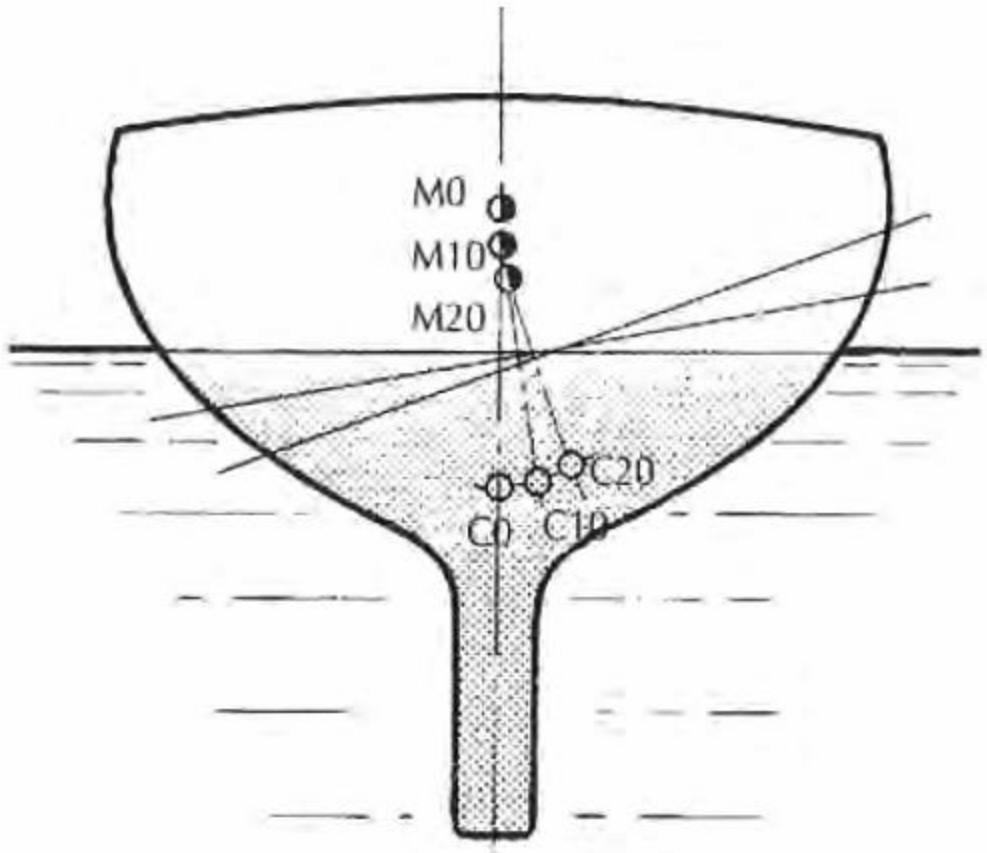


Fig. 4-6 • Au fur et à mesure que se déplace le centre de carène, le métacentre suit sa propre évolution.

θ_n donné est tangente à la développée au point $\mathbf{M_n}$ correspondant. $\mathbf{M_nC_n}$ est le rayon métacentrique pour l'angle θ_n.

Pour une section de forme simple, comme celle de la FIGURE 4-6, la largeur de flottaison, et par conséquent son moment d'inertie et le rayon métacentrique correspondant, connaissent leur minimum vers 100 à 110°. A cet angle de gîte correspond un rebroussement de la développée métacentrique (FIGURE 4-8 A).

Pour des formes plus complexes, incluant par exemple une quille ou un rouf, le rayon métacentrique connaîtra différentes alternances de décroissement et d'accroissement qui provoqueront à chaque fois un rebroussement de la développée métacentrique (FIGURE 4-7).

Si la valeur **r - a** n'est pas maximum pour $\theta = 0°$ et 180° mais pour un angle intermédiaire (cas des bateaux ayant une flottaison initiale étroite par exemple), la développée présentera une courbe de départ inversée suivie d'un rebroussement correspondant à l'angle de gîte de **r - a** maximum (FIGURE 4-8 B). C'est le cas de la plupart des bateaux dessinés pour la jauge IOR MK III, où l'on cherche une stabilité initiale faible pour réduire au maximum le coefficient CGF.

Dès que le bateau gîte, sa stabilité s'accroît, ce qui montre l'inefficacité de cette méthode de mesure pour déterminer la valeur effective de la stabilité (FIGURE 4-9).

Il est intéressant également de tracer la courbe des pieds des hauteurs issues de **G** sur les différents axes métacentriques, hauteurs correspondant aux bras de levier **y** des moments de redressement.

Cette courbe (FIGURE 4-10) présente en effet deux caractéristiques intéressantes. La première est le point de tangence

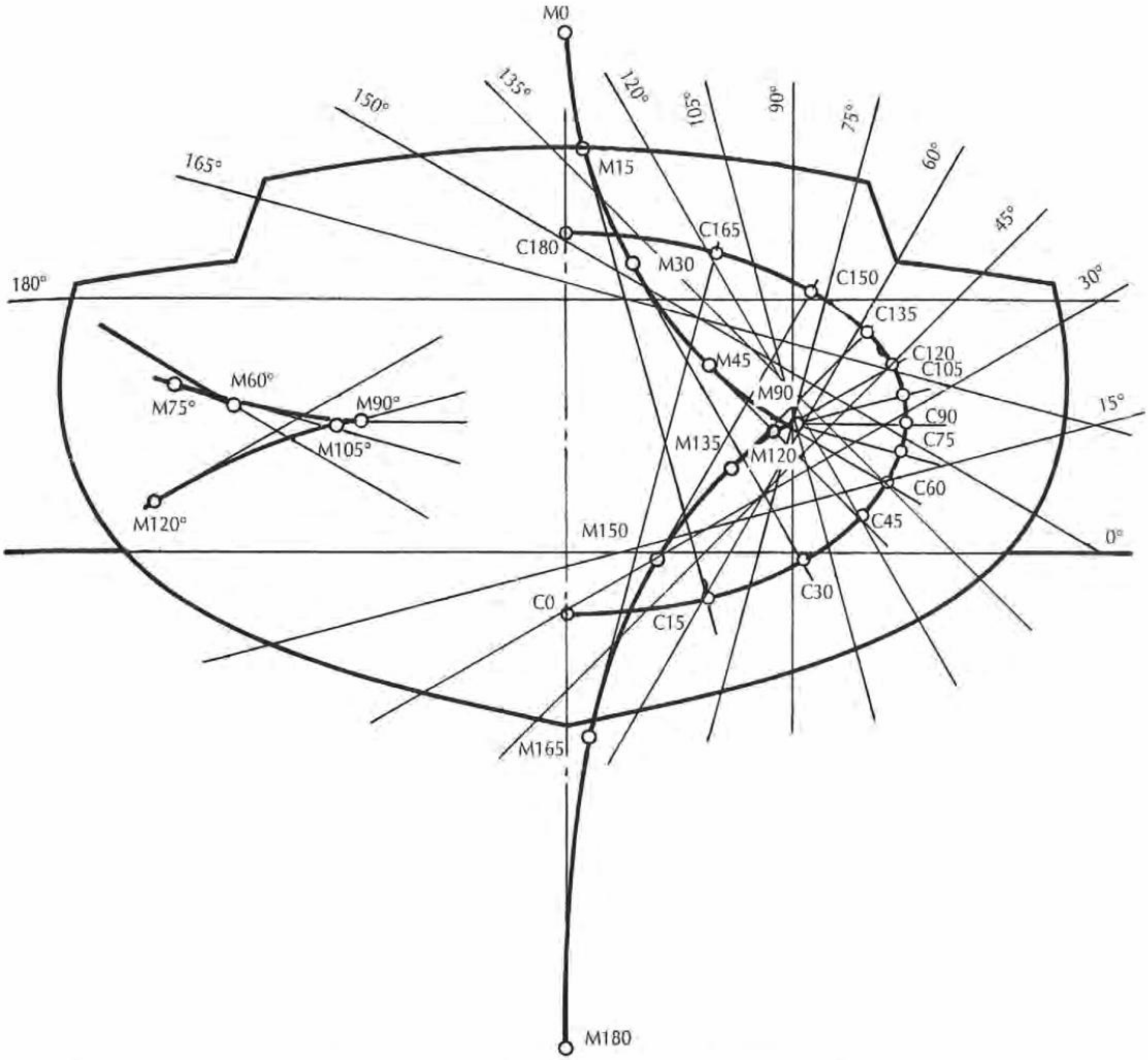


Fig. 4-7 • L'immersion du rouf entre 60° et 75° provoque un accident dans la développée (détail à gauche).

avec la développée métacentrique qui définit très exactement l'angle de gîte correspondant au couple de redressement maximum.

La seconde est fournie par l'angle de la tangente issue du point **G**, tangente qui est perpendiculaire à celle correspondant au point de rebroussement et qui définit l'angle de chavirement statique.

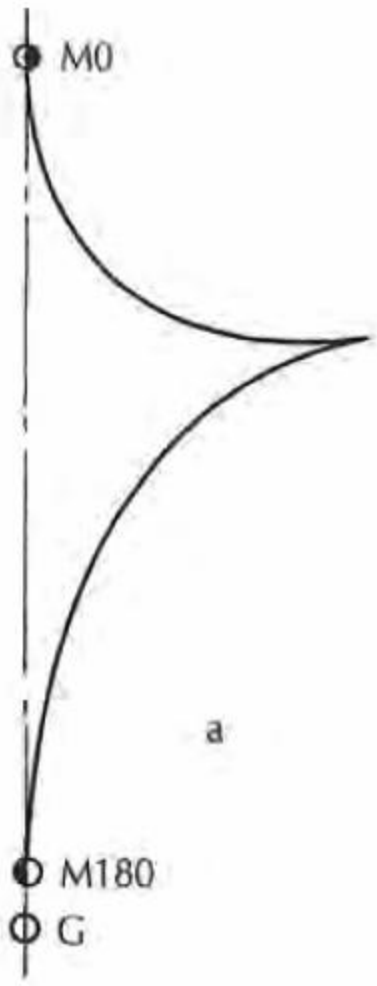
Enfin si **G** est extérieur à la développée métacentrique, la stabilité reste positive jusqu'à 180°. Par contre si **G** est intérieur à la développée la stabilité ne sera positive que jusqu'à l'angle de chavirement correspondant à la tangente issue de **G** (FIGURE **4-8**).

6 COURBES DE STABILITÉ ET ANGLES CRITIQUES

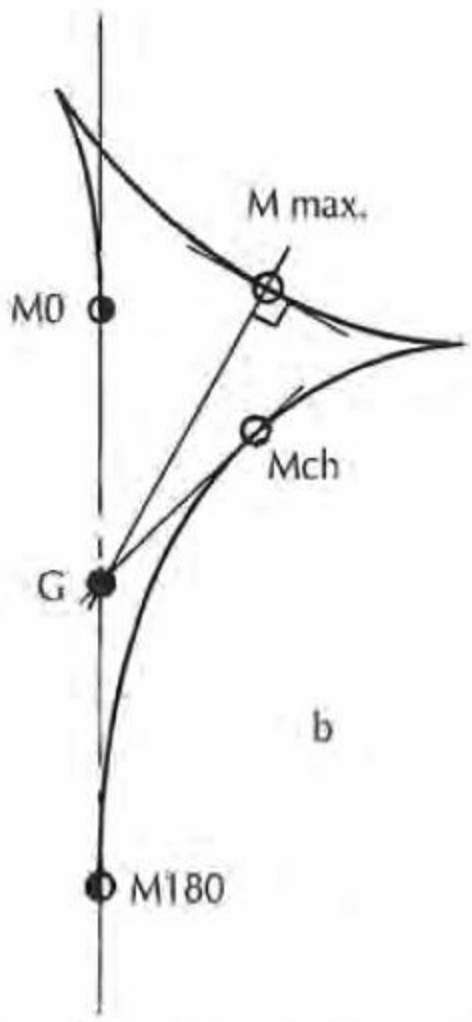
Ce qui, en fait, représente le mieux la stabilité réelle du bateau ce sont les courbes de stabilité, c'est-à-dire la courbe des bras de levier ou celle des moments de redressement. On peut en effet considérer soit **y** seul, soit le produit **P** × **y**, ce qui ici revient au même puisque **P** est constant.

Cette courbe sera tracée en portant en abscisses les angles et en ordonnées les valeurs de **P** × **y** (FIGURE **4-11**).

La pente de cette courbe au départ correspondra à la stabilité initiale et sa tangente sera obtenue en portant à la gîte



a



b

Fig. 4-8 • Deux développées métacentriques typiques de sections de forme simple, en (a) avec un rayon métacentrique décroissant dès le départ, en (b) avec un rayon métacentrique croissant puis décroissant. Sont également représentées deux positions du centre de gravité par rapport à la développée métacentrique. En (a), **G** est extérieur à la courbe, le moment de redressement est toujours positif. En (b) **G** est à l'intérieur de la courbe, le moment de redressement est maximum pour **M** correspondant à une normale abaissée de **G** sur la courbe (**M max.**) et, nul lorsque **M** correspond à une tangente à la courbe issue de **G** (**Mch**).

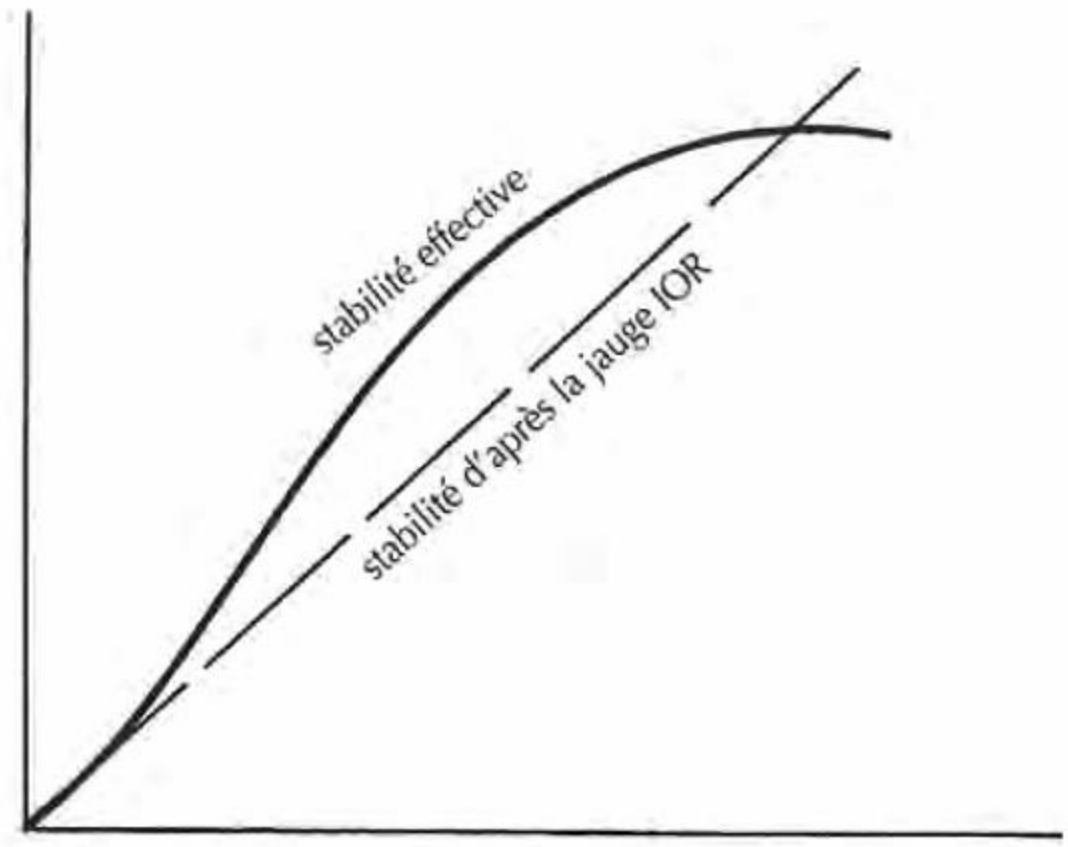


Fig. 4-9 • Pour un bateau de flottaison étroite comme ceux conçus pour la jauge IOR, l'inflexion au départ de leur courbe de stabilité, en montrant une stabilité initiale faible, donne une idée fausse de la stabilité effective aux angles de gîte utiles.

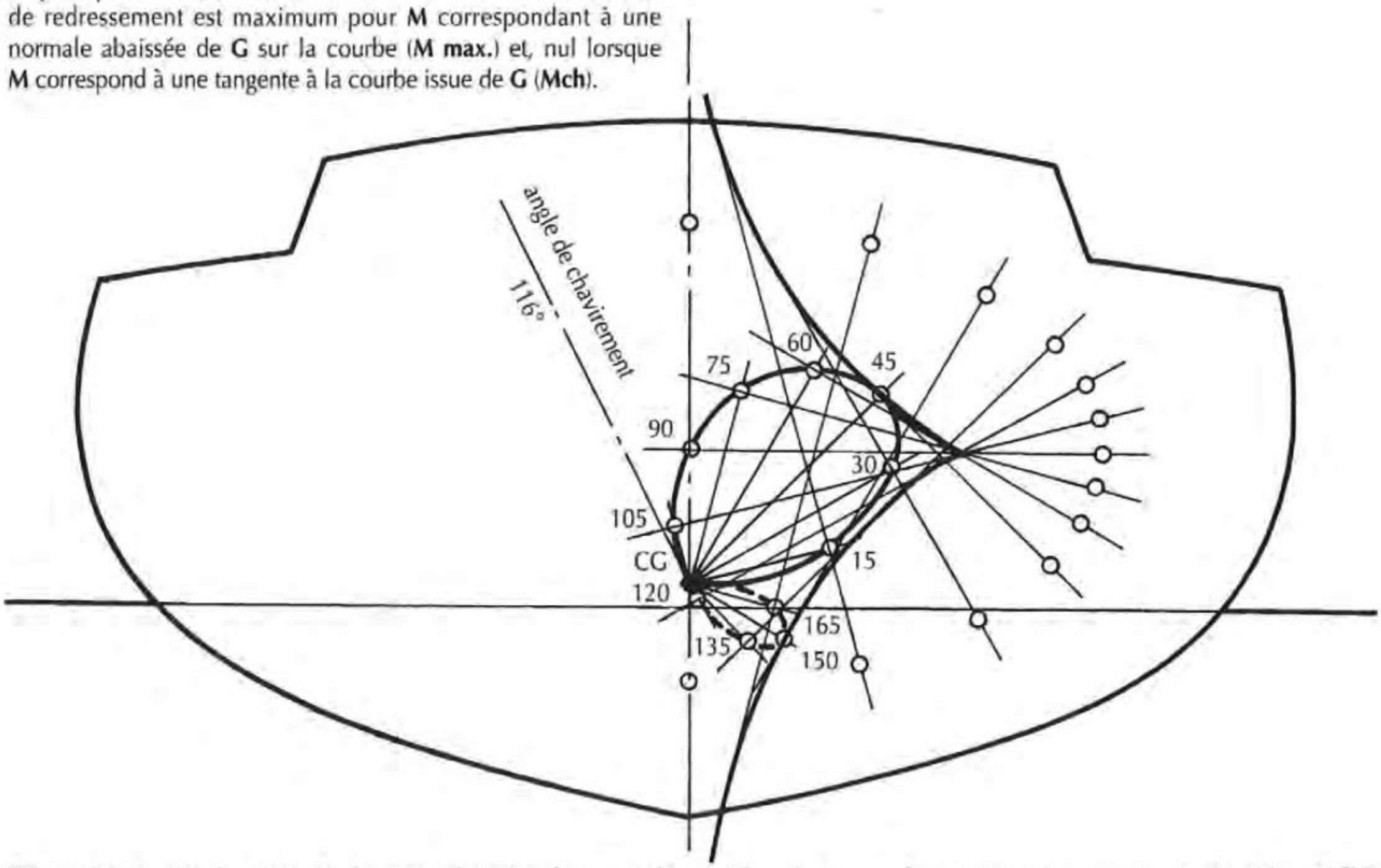


Fig. 4-10 • Courbe des pieds des hauteurs abaissées du centre de gravité sur les axes métacentriques (au centre), en trait plein stabilité positive, en trait interrompu stabilité négative. La tangente en CG à ces deux courbes correspond exactement à l'angle de chavirement.

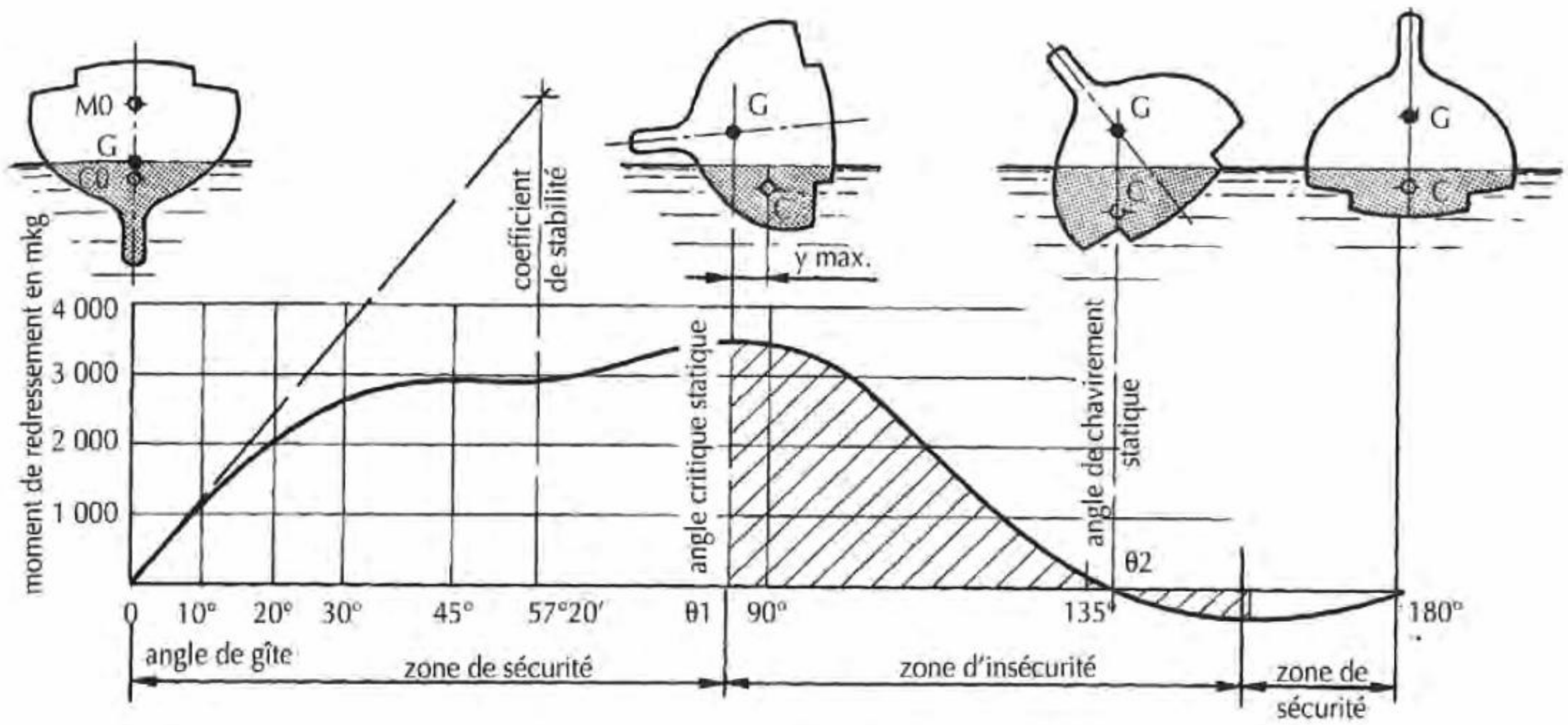


Fig. 4-11 • Courbe de stabilité type donnant la valeur des couples de redressement jusqu'à 180°.

$180°/\pi = 57°20'$ une valeur $\mathbf{P} \times \mathbf{y} = \mathbf{P}\ (\mathbf{r} - \mathbf{a})$ appelée *coefficient de stabilité*. Le bateau reste stable tant que la courbe s'élève, en effet à tout accroissement du moment inclinant, le bateau pourra répondre par un accroissement égal de son moment de redressement.

Cependant à un certain angle θ_1 appelé *angle critique statique* la courbe atteindra un maximum au-delà duquel le moment de redressement, décroissant, ne pourra plus faire face à un nouvel accroissement du moment inclinant. Si le moment inclinant diminue le bateau reviendra cependant à sa position initiale, le moment de redressement restant positif. En revanche, s'il augmente, le bateau sera entraîné vers le chavirement. C'est pourquoi nous appellerons cette partie de la courbe *zone d'insécurité*.

A un certain moment, la gîte continuant à augmenter, le centre de carène et le centre de gravité se retrouvent sur la même verticale, le bras de levier est alors nul de même que le moment de redressement, c'est l'*angle de chavirement statique* θ_2.

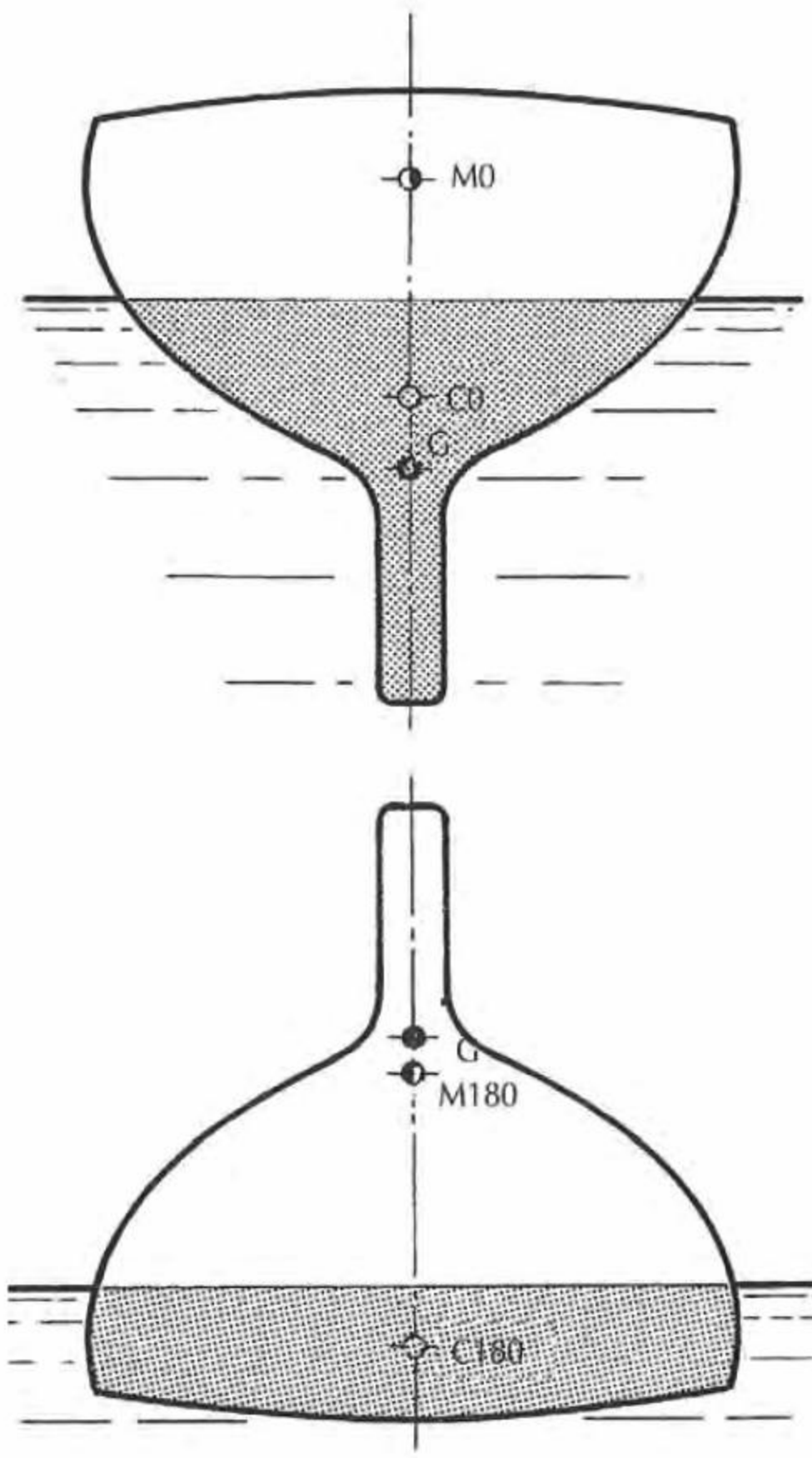
Si celui-ci correspond à un angle de 180°, on dira que le bateau est *auto-redressable*, puisqu'il reviendra toujours à sa position d'origine lorsque cessera d'agir le couple inclinant, c'est le cas des bateaux de sauvetage. Mais il n'en est pas toujours ainsi et si l'angle de chavirement θ_2 est inférieur à 180°, on retrouvera toute une zone de stabilité inversée dans laquelle le bateau reviendra automatiquement la quille en l'air ; c'est le cas en particulier des dériveurs légers et surtout des multicoques dont on sait à quel point ils peuvent être difficiles à redresser une fois retournés.

Il ne faut pas confondre cette définition de stabilité du bateau avec celle, plus générale, de la stabilité de l'équilibre. On entend par cette dernière le fait qu'un objet écarté de sa position d'équilibre revienne, (si l'équilibre est stable) ou ne revienne pas, (s'il est instable) à sa position d'origine. Cette notion est liée au fait que l'équilibre stable est obtenu lorsque le centre de gravité du système est plus bas que dans toute position voisine, condition qui est réalisée pour un navire tant que $\mathbf{r} - \mathbf{a} > 0$, c'est-à-dire tant que le centre de gravité se trouve au-dessous du métacentre.

C'est pourquoi un bateau lesté dont le centre de gravité est bas sera en équilibre stable à 0° et instable à 180° alors qu'un dériveur dont le centre de gravité est élevé, s'il est toujours en équilibre stable à 0° l'est aussi à 180° (FIGURE **4-12**).

Sur la courbe de stabilité nous pouvons porter également la valeur des moments inclinants. Un moment constant quelle que soit la gîte sera représenté par une droite $\mathbf{M_c}$ parallèle à l'axe des abscisses (FIGURE **4-13**). Mais un moment variable comme celui du couple inclinant dû à la voilure, dont la valeur diminue avec la gîte puisque la surface présentée au vent est de plus en plus réduite, sera représenté par une courbe. Le moment de chavirement est de la forme $\mathbf{M_{ch}} = \mathbf{F_y} \times \mathbf{z_v} \times \cos\theta$ où $\mathbf{F_y}$ est la force horizontale exercée par le vent sur la surface présentée par le voilier (voilure, gréement, coque) et $\mathbf{z_v}$ la distance verticale entre $\mathbf{F_y}$ et $\mathbf{R_y}$ (réaction du plan de dérive).

Au cours du mouvement de gîte, l'ensemble de la voilure et du gréement s'effacera alors que la coque, au contraire, présentera une surface de plus en plus grande, surtout dans



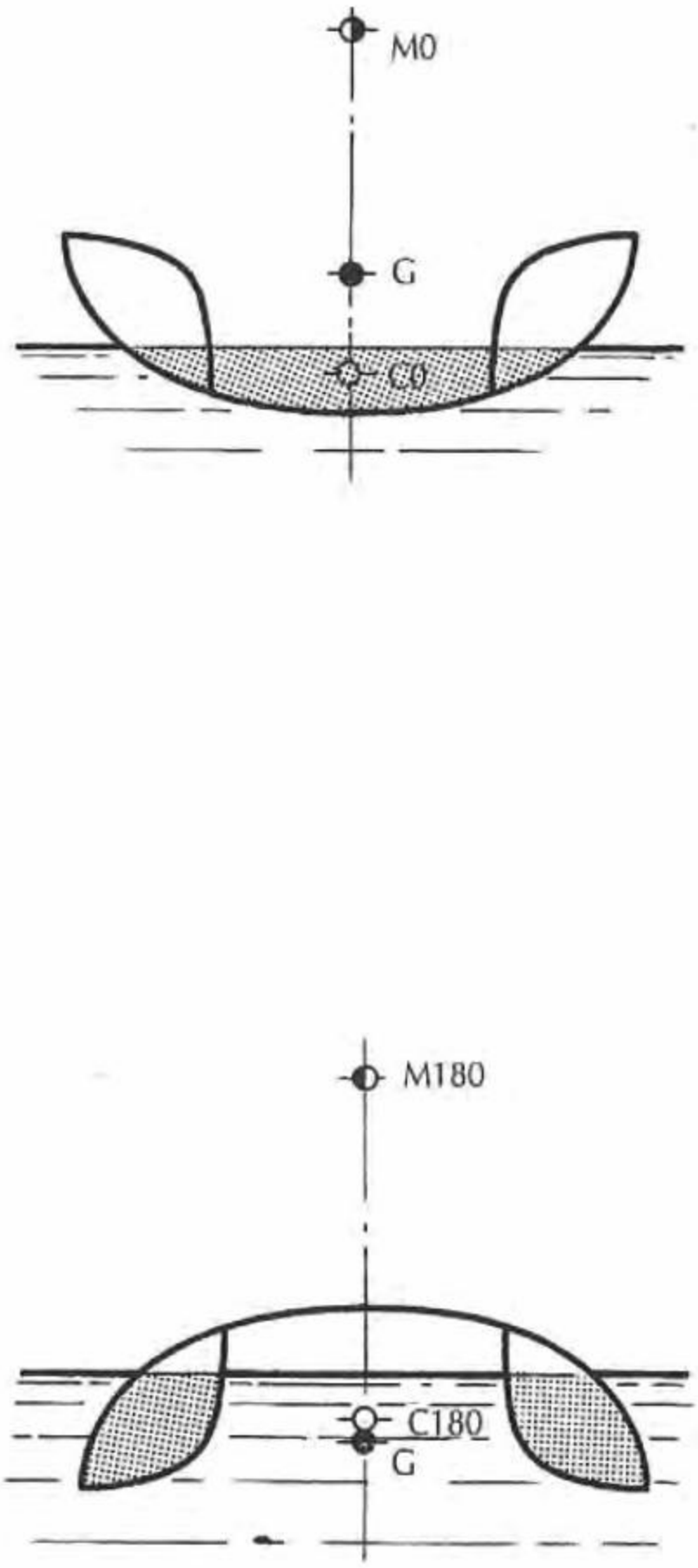


Fig. 4-12 • Le bateau lesté est en équilibre instable à 180° parce que son centre de gravité est au-dessus du métacentre alors que dans les mêmes conditions et pour des raisons inverses, le dériveur est en équilibre stable.

le cas d'un multicoque. La courbe des moments inclinants conservera donc une valeur positive pour $\theta = 90°$ et on pourra en première approximation lui donner la forme :

$$\mathbf{M_{ch}} = \mathbf{q}\ [(\mathbf{S_l} \times 1{,}2 \times \mathbf{z_v} \times \cos\theta) + (\mathbf{S_p} \times 1{,}2 \times \mathbf{z_p} \times \sin\theta)]$$

où :

$\mathbf{q}$ = pression dynamique du vent,

$\mathbf{S_l}$ = surface latérale (voilure + gréement + coque),

$\mathbf{z_v}$ = distance entre les centres de gravité de la surface latérale et de la surface immergée),

$\mathbf{S_p}$ = surface émergée du pont pour $\theta = 90°$,

$\mathbf{z_p}$ = distance entre les centres de gravité des surfaces émergée et immergée du pont (environ B/3).

On pourra tracer ainsi une courbe des moments inclinants admissibles maximums $\mathbf{M_{vm}}$ qui tangentera la courbe de stabilité. On voit que ce point de tangence correspondra à une gîte θ_3 légèrement plus importante que θ_1 donc à un angle critique de stabilité légèrement plus élevé.

Si maintenant nous traçons une courbe des moments inclinants $\mathbf{M_v}$ plus faibles que les précédents, cette courbe coupera la courbe de stabilité en deux points $\mathbf{C_1}$ et $\mathbf{C_2}$ (FIGURE **4-26,** P **92**). La partie de la courbe entre $\mathbf{C_1}$ et $\mathbf{C_2}$ représentera la *réserve de stabilité* du navire lorsqu'il sera soumis à un moment inclinant correspondant aux valeurs en $\mathbf{C_1}$ et $\mathbf{C_2}$.

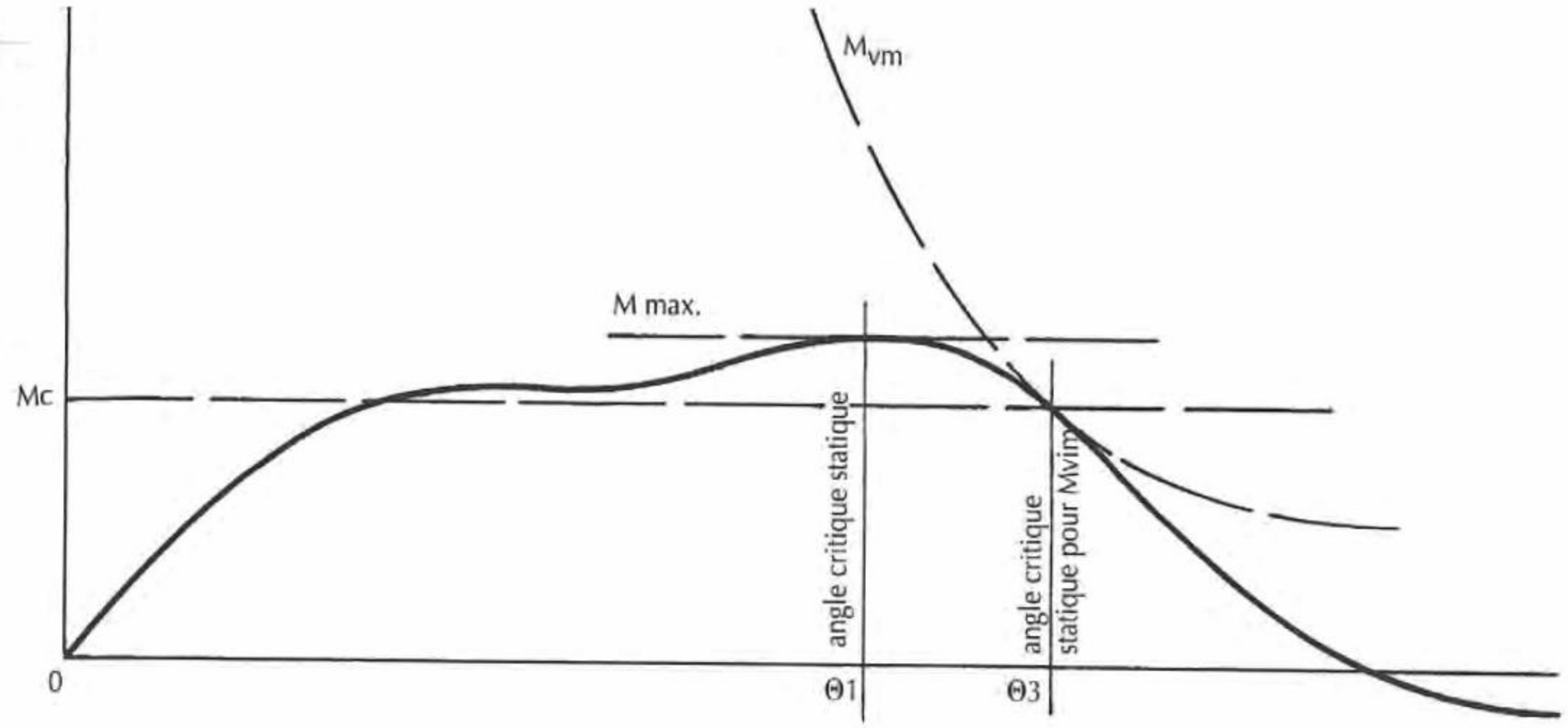


Fig. 4-13 • Représentation sur la courbe de stabilité d'un moment inclinant constant M_c ou d'un moment inclinant variable M_{vm}, tels que tous deux équilibrent le même moment de redressement à l'angle critique θ_3.

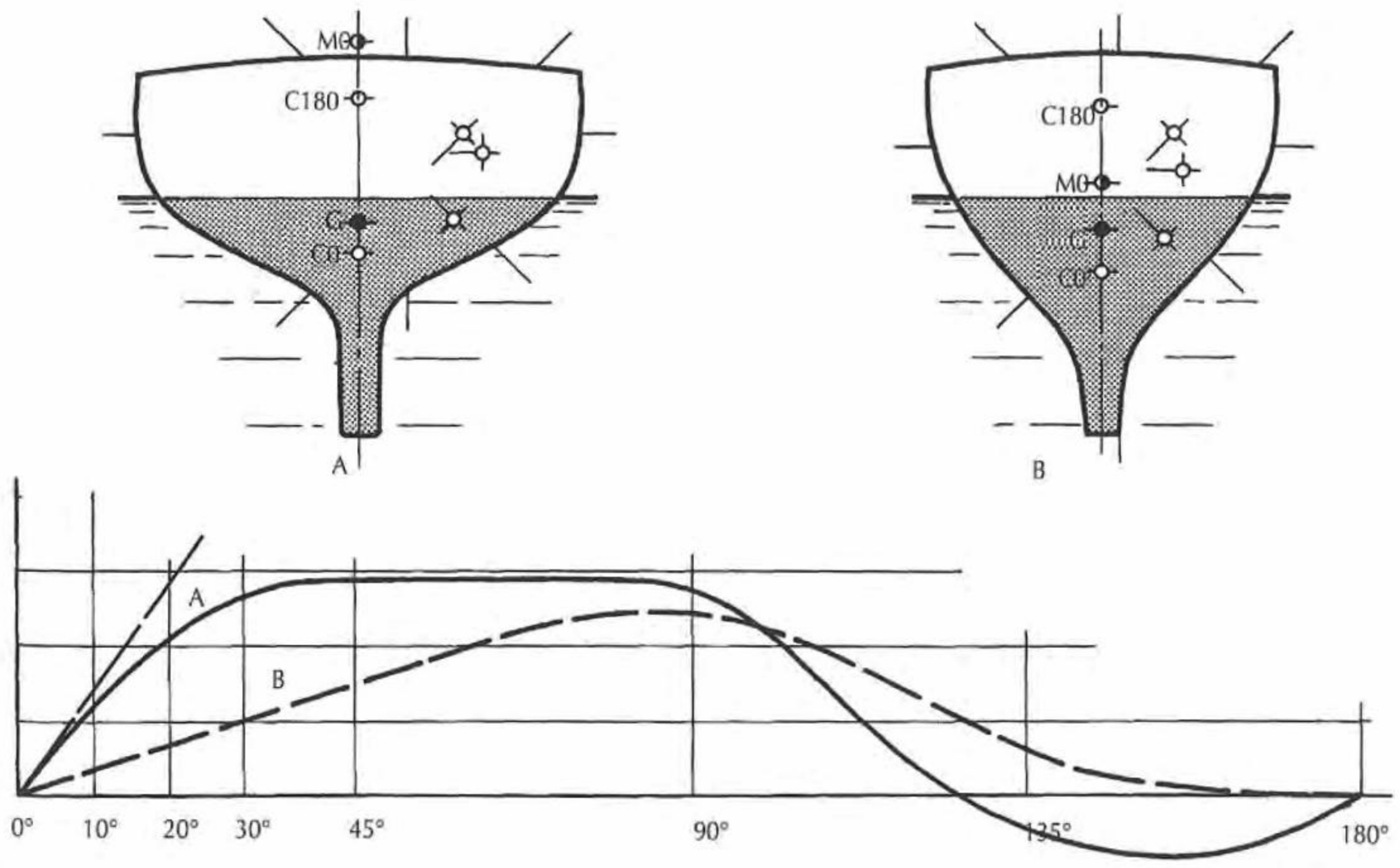


Fig. 4-14 • Influence de la largeur de flottaison sur la forme de la courbe de stabilité.

7 LES DIFFÉRENTS FACTEURS INFLUANT SUR LA COURBE DE STABILITÉ

Il est souvent difficile de définir dans quelle proportion la modification d'un paramètre influe sur la stabilité de forme et la stabilité de poids.

Nous essayerons cependant de dégager quelques principes essentiels à travers des exemples.

Dans le premier cas nous considérerons deux sections ayant même surface immergée, même tirant d'eau, même franc-bord mais de largeur différente. Le centre de gravité du bateau le plus étroit sera légèrement plus bas puisque le poids des éléments hauts sera moins important.

Malgré cela nous voyons (FIGURE 4-14) que jusqu'à 90° environ son moment de redressement reste inférieur à celui du bateau large. Nous avons vu en effet que la stabilité initiale était fonction de la largeur du bateau, la pente initiale de la courbe des moments de redressement sera donc plus accentuée, mais en revanche on constatera que l'angle critique statique et surtout l'angle de chavirement statique seront plus reculés. La largeur est donc un facteur de stabilité favorable aux angles utiles (jusqu'à 30°) mais néfaste à la sécurité ultime. Rajoutons maintenant sur ces deux sections une superstructure de même section (FIGURE 4-15). Pour les deux sections l'avantage est certain et peut même permettre d'obtenir un bateau auto-redressable à condition, bien sûr, que ces superstructures soient étanches.

De même une augmentation du franc-bord (FIGURE 4-16) conduisant par exemple à remplacer un rouf par une teugue améliorera la stabilité au-delà de l'angle correspondant, pour la section initiale, au point où l'eau atteint le pont. En revanche, en conduisant à donner à la section immergée

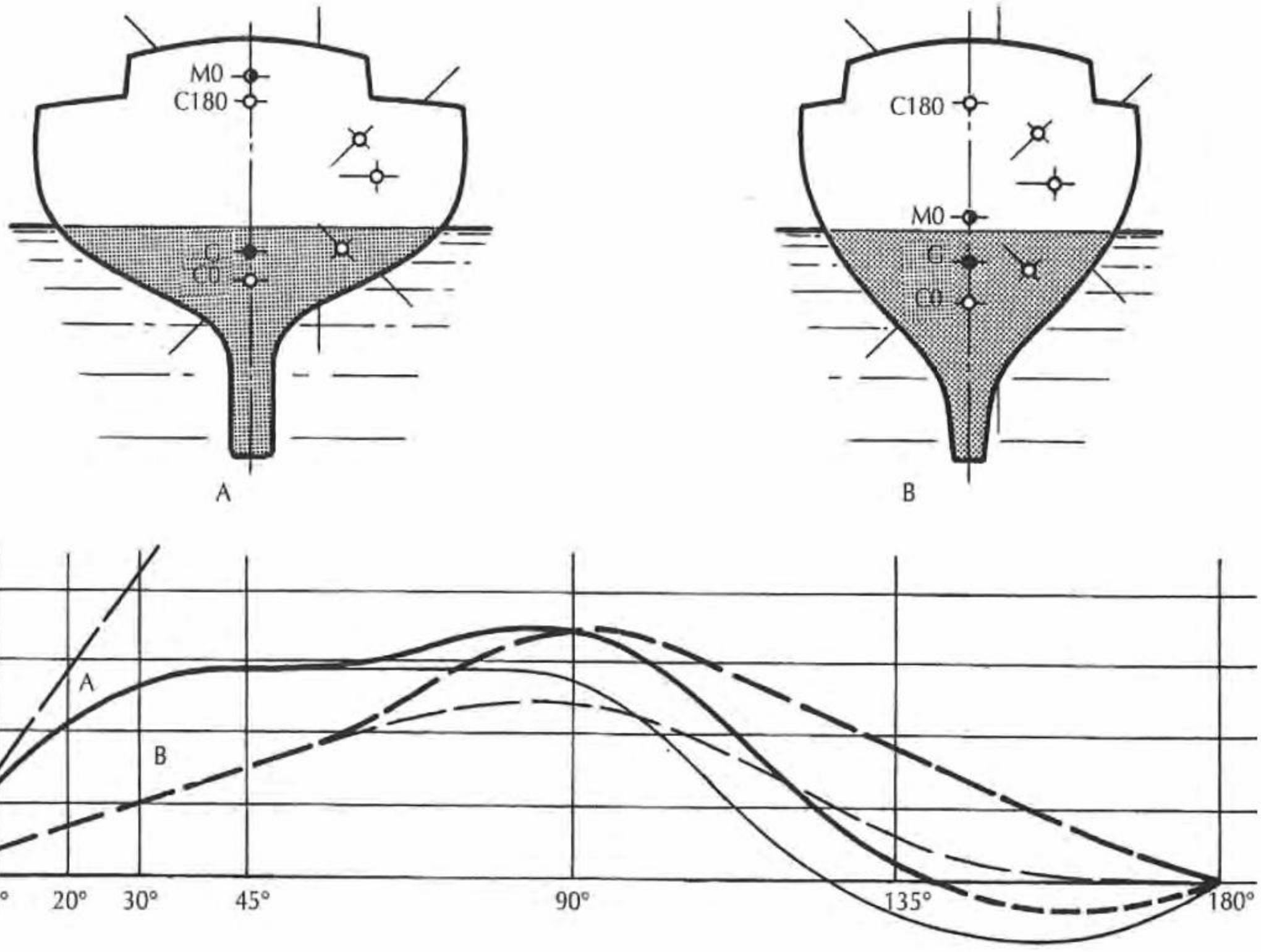


Fig. 4-15 • La présence d'un rouf étanche accroît la sécurité ultime.

retournée une forme plate (VOIR LA PLANCHE DU DÉBUT), elle accroît la stabilité en position retournée.

Toutefois des différences plus subtiles peuvent influer sur la stabilité au moins aux angles utiles.

Nous avons vu plus haut qu'une section circulaire avait une stabilité de forme nulle, son rayon métacentrique restant constant. Par contre une section rectangulaire voit son rayon métacentrique et sa stabilité croître avec la gîte, tout au moins jusqu'à ce que l'angle supérieur atteigne la flottaison.

Entre ces deux extrêmes toutes les formes sont permises mais on retiendra que la stabilité de forme sera d'autant plus faible que le bateau aura des sections plus rondes.

Comparons maintenant deux bateaux ayant même section de base et même largeur de flottaison (FIGURE **4-17**) mais dont l'un est muni d'une quille longue et épaisse et l'autre d'un aileron bulbé, les deux lests et les tirants d'eau étant égaux. Nous supposerons que G ne bouge pas.

Sur le second, le centre de carène se trouvera plus haut, de même que le métacentre. La stabilité initiale, ainsi qu'à tous les angles de gîte, sera plus élevée.

Il est donc important de ne pas placer de volume bas dans le dessin d'une section et c'est ainsi que sur un bateau à quille épaisse l'effet d'une augmentation du tirant d'eau conduisant à un abaissement du centre de gravité dans le rapport Poids du lest/Poids total, sera réduite par un abaissement correspondant du centre de carène et du métacentre dans le rapport Volume ajouté/Volume total. Dans une étude effectuée à Delft (CHAPITRE **V-A-1, P 104**), ce point a été vérifié.

On a pu constater également que la différence entre les stabilités statique (à l'arrêt) et dynamique (en marche) était faible, légèrement plus faible pour une coque de rapport

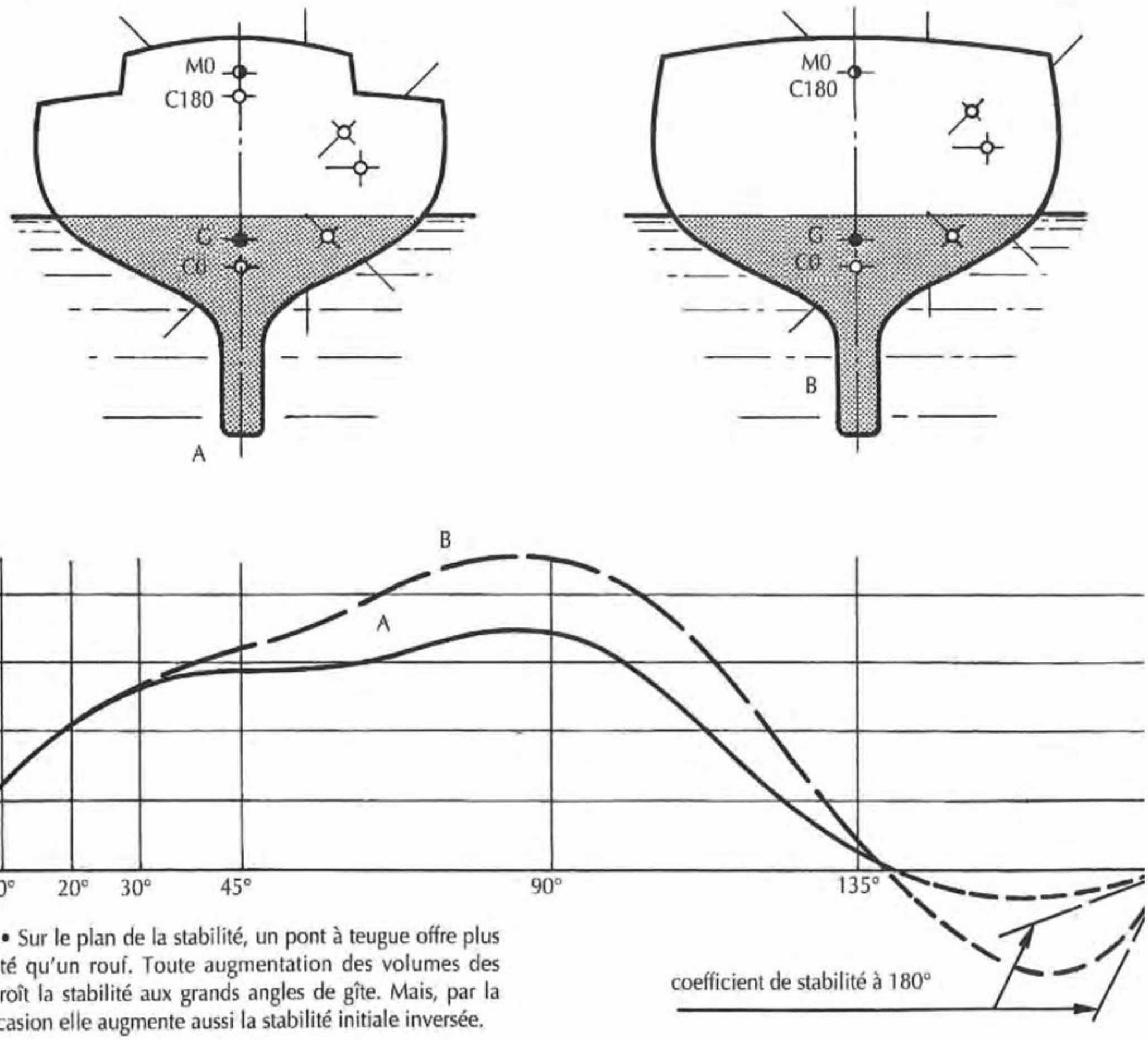


Fig. 4-16 • Sur le plan de la stabilité, un pont à teugue offre plus de sécurité qu'un rouf. Toute augmentation des volumes des hauts accroît la stabilité aux grands angles de gîte. Mais, par la même occasion elle augmente aussi la stabilité initiale inversée.

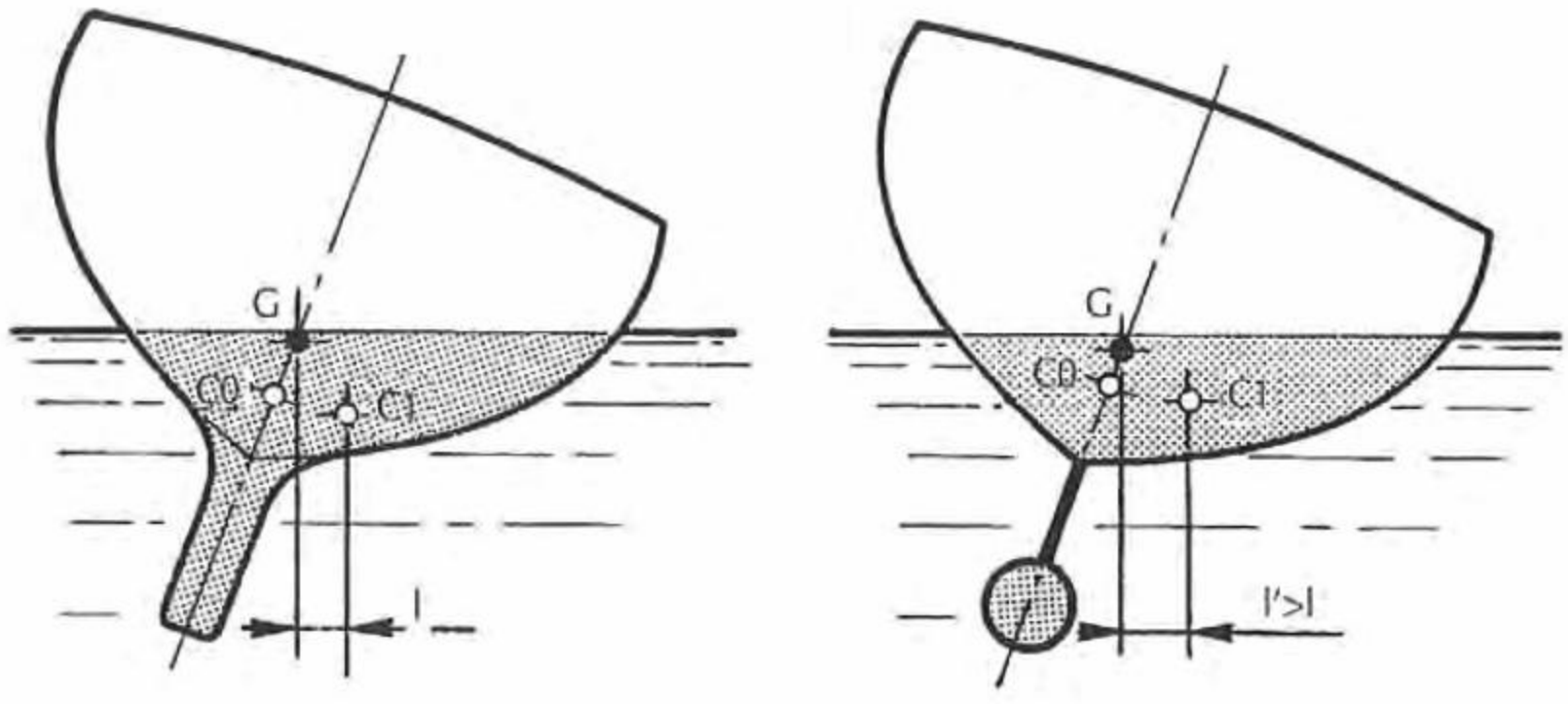


Fig. 4-17 • Toute diminution de volume placé bas apporte un accroissement de stabilité.

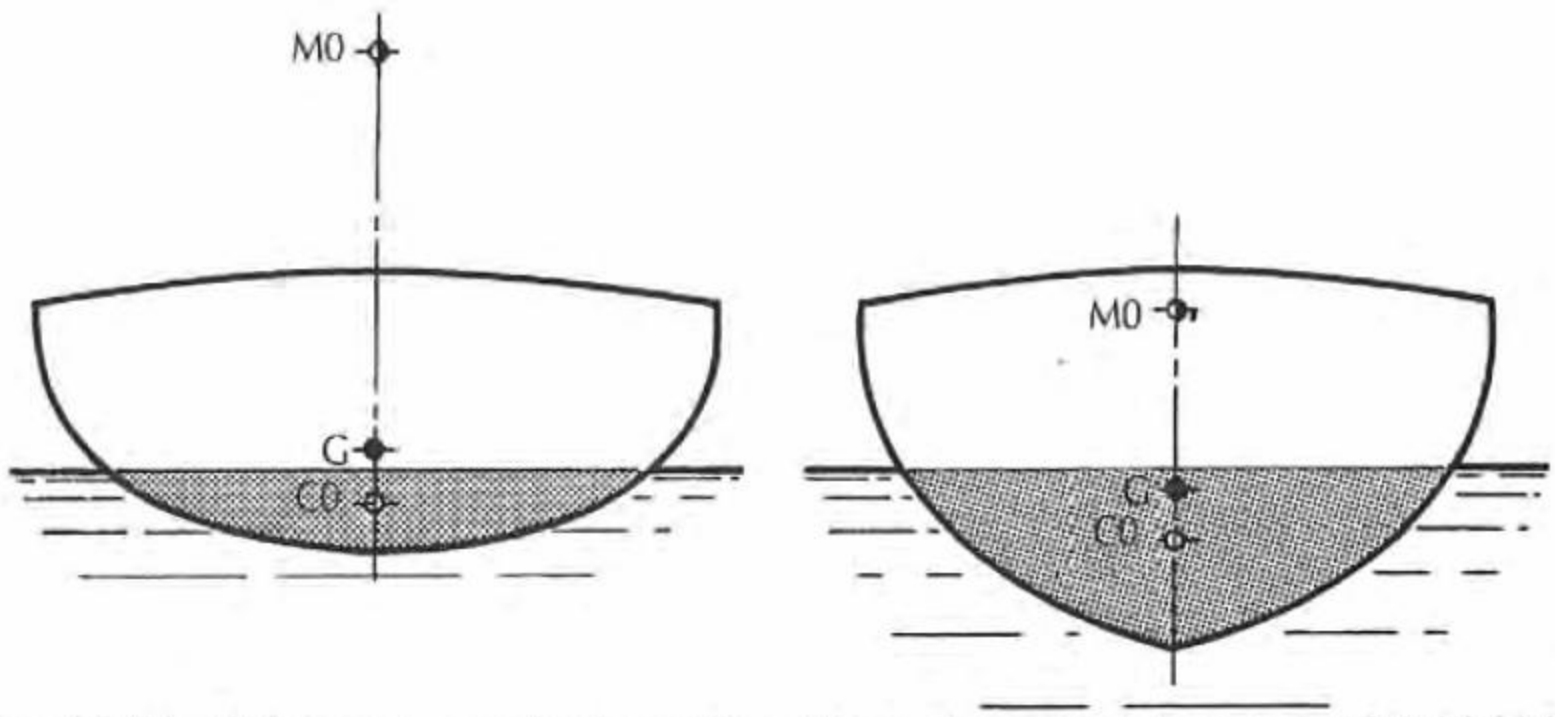


Fig. 4-18 • Une coque à faible déplacement a une hauteur métacentrique, et par conséquent, une stabilité initiale supérieure à celle d'une autre coque de même surface de flottaison mais de déplacement plus fort.

B/T élevé et plus forte pour une coque de rapport **B/T** plus faible que le modèle de base (VOIR CHAPITRE V-A-1-A). Comparons enfin deux carènes dont les plans de flottaison (et par conséquent les moments d'inertie) sont égaux mais dont la première a un volume moitié de la seconde (FIGURE 4-18). Le rayon métacentrique (**r = I/V**) de la première sera donc double. Si nous admettons que **a** est constant la stabilité initiale de la première, fonction de **r - a**, sera près du double de celle de la seconde, fonction de (**r**/2) - **a**.

La stabilité de poids n'a donc pas d'intérêt aux faibles angles de gîte.

Par le jeu des différents facteurs que nous venons d'étudier il est possible, pour l'architecte, d'obtenir à peu près toutes les formes de stabilité qu'il désire.

Un allégement ne réduit que peu la stabilité initiale, par la largeur de flottaison il joue également sur celle-ci mais aussi sur la stabilité aux angles utiles (jusqu'à 30° environ) ; par le franc-bord il recule l'angle de chavirement, enfin, par le volume des superstructures il réduit la stabilité en position retournée.

Opposer des formules différentes, quillard, dériveur ou quille relevable, est donc un faux procès puisque chacune peut, si l'architecte veut s'en donner la peine, aboutir, à peu près, à la même courbe de stabilité.

Les avantages de l'une ou l'autre formule doivent être trouvés ailleurs, dans leur plus ou moins grande complexité ou dans l'agrément d'un faible tirant d'eau par exemple.

8 STABILITÉ DE RAPPEL

Jusqu'à présent nous avons considéré que le centre de gravité se trouvait dans le plan axial du bateau. Il est bien sûr un moyen efficace d'augmenter le moment de redressement, c'est de décaler latéralement, à l'opposé de la gîte, le centre de gravité.

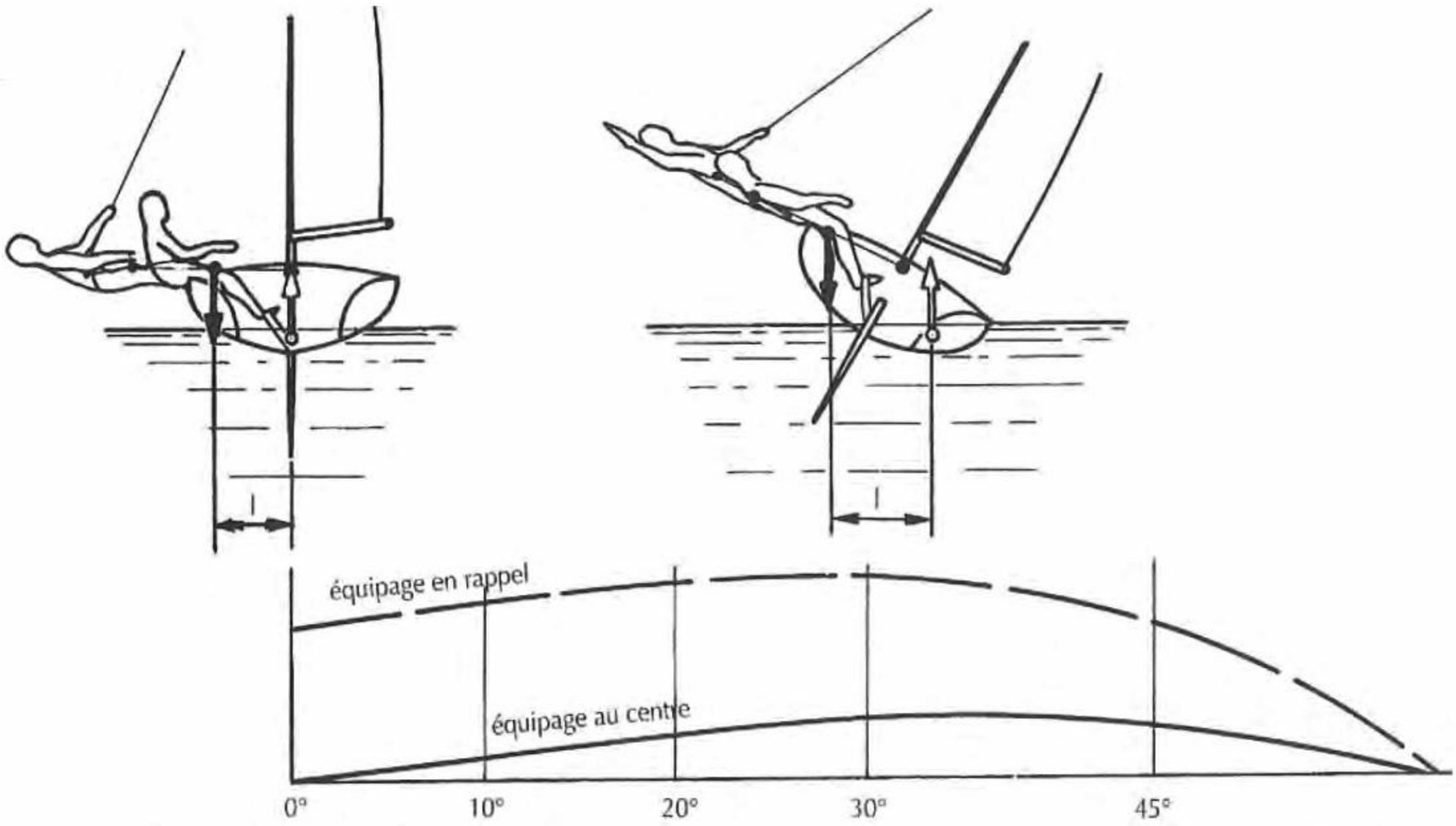


Fig. 4-19 • Courbes de stabilité d'un dériveur avec l'équipage au centre et au rappel maximum. On voit l'importance considérable de celui-ci.

A la fin du 19ème siècle, on utilisait couramment dans certaines séries de bateaux légers, surtout en Amérique, des sacs de sable qu'un équipage nombreux passait d'un bord à l'autre à chaque virement de bord, d'où le nom de *sandbagers* donné à ces bateaux.

Cette pratique ayant été abolie par les règlements de la première Association Internationale, il ne reste à ce jour que la possibilité de déplacer l'équipage lui-même, au besoin alourdi de quelques pulls bien mouillés*, d'abord en le faisant asseoir le plus au vent possible, les pieds bien calés sous des sangles, puis en le suspendant au bout d'un câble, complètement à l'extérieur, les pieds appuyés sur le liston. L'augmentation de la stabilité de poids ainsi obtenue accroît considérablement le moment de redressement du bateau (FIGURE **4-19**).

Cette stabilité de rappel de l'équipage, si elle est indispensable sur les dériveurs légers, conserve tout son intérêt même sur les voiliers plus importants.

Les grands francs-bords et le frégatage des œuvres mortes sont alors néfastes car ils ont pour effet de remonter et ramener vers le centre le poids de l'équipage. C'est un élément qui doit être mis en balance avec les avantages qu'ils comportent par ailleurs.

* Cette pratique est d'ailleurs réglementée par l'I.Y.R.U., les mêmes causes reproduisant les mêmes effets, sous des formes différentes.

9 STABILITÉ DES MULTICOQUES

Les multicoques constituent un type de bateau dont les caractéristiques de stabilité sont très particulières, la stabilité de forme assurant presque à elle seule cette fonction. On comprendra facilement à l'aide d'un exemple les différences fondamentales entre la stabilité d'un bateau à quille classique et celle d'un catamaran de sport.

Pour cela nous comparerons les courbes des moments de redressement de deux bateaux connus, le *Dragon* et le *Hellcat* (FIGURE **4-20**). Ces bateaux dont les caractéristiques principales sont les suivantes :

	Dragon	*Hellcat*
• Longueur hors tout	8,90 m	7,62 m
• Longueur de flottaison	6 m	6,90 m
• Largeur maximum	1,96 m	4,25 m
• Déplacement en ordre de marche	2 185 kg	400 kg
• Surface de voilure max.	26,60 m²	29 m²

ont donc des longueurs de flottaison effectives et des surfaces de voilure comparables.

Bien que le *Hellcat* pèse plus de 5 fois moins que le *Dragon*, son couple de redressement maximum est équivalent, étant admis que pour l'un comme pour l'autre l'équi-

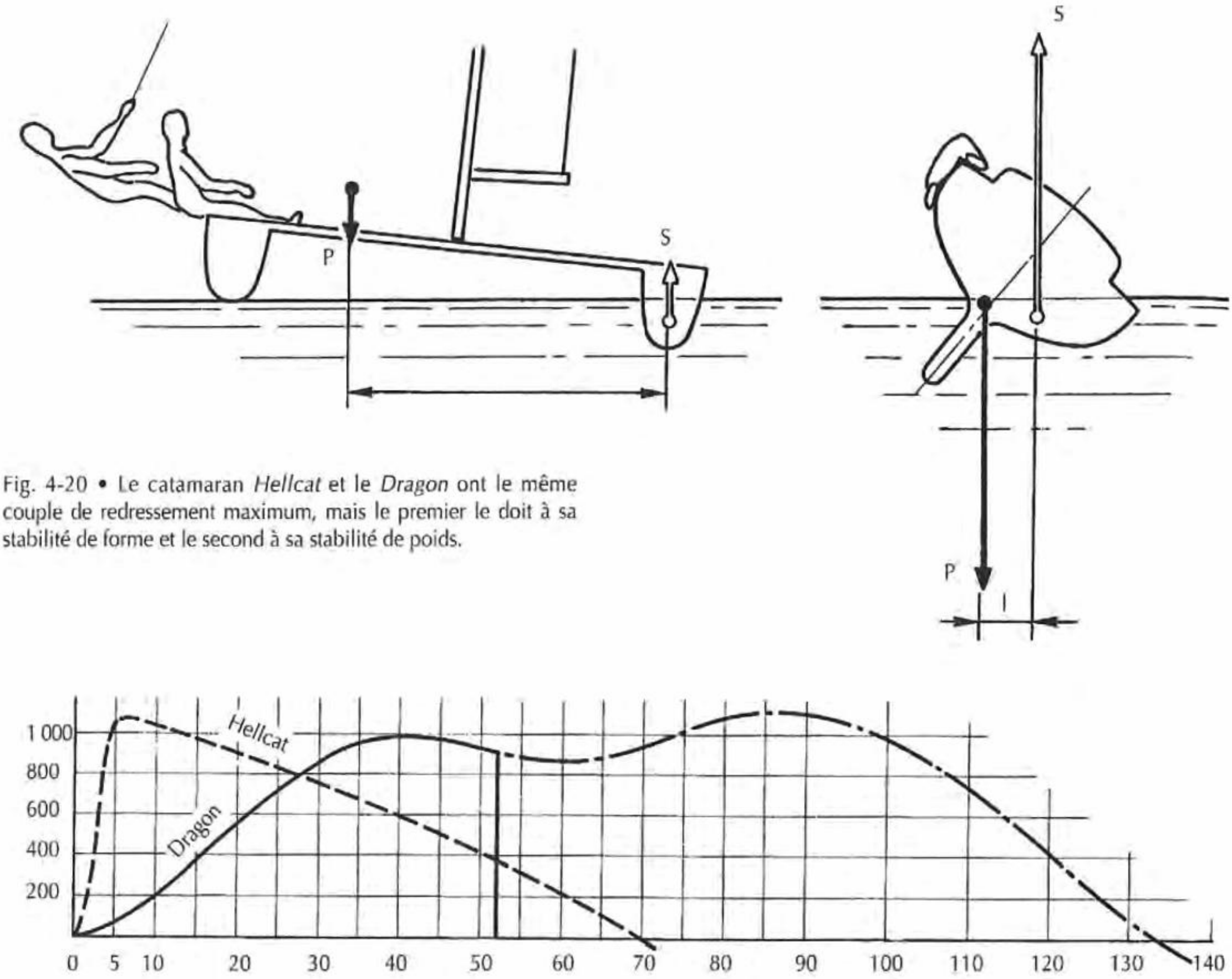


Fig. 4-20 • Le catamaran *Hellcat* et le *Dragon* ont le même couple de redressement maximum, mais le premier le doit à sa stabilité de forme et le second à sa stabilité de poids.

page fournit le rappel maximum. Du fait de cette différence de poids, le *Dragon* ne peut guère dépasser une vitesse de 6 nœuds alors que le *Hellcat* peut dépasser 20 nœuds.

Le *Hellcat* atteint sa stabilité maximum vers 6° de gîte alors que le *Dragon* l'atteint vers 40°. Ce dernier verra ensuite sa stabilité rester sensiblement constante mais, étant un bateau ouvert, il remplira et coulera à une gîte d'environ 55°. S'il était équipé d'un cockpit et d'un rouf étanches, la stabilité resterait voisine du maximum jusque vers 90° pour diminuer ensuite et s'annuler vers 135°.

Si nous superposons une courbe des moments inclinants correspondant à la première bosse de la courbe de stabilité du *Dragon*, nous voyons que celui-ci conserve une bonne réserve de stabilité.

Pour le catamaran il en va tout autrement. Nous voyons que, une fois atteinte sa valeur maximale, la courbe de stabilité décroît rapidement pour passer par une valeur nulle vers 70°. La courbe reste en deçà de celle des moments inclinants (aggravée par le fardage important du flotteur sous-levé) et par conséquent il n'y a pas de réserve de stabilité. Le barreur doit donc maintenir continuellement son bateau en équilibre autour du couple de redressement maximum.

Enfin, les multicoques possèdent normalement deux positions d'équilibre statique ; l'une au voisinage de 0° (suivant la disposition des flotteurs dans le cas d'un trimaran), l'autre au voisinage de 180° (suivant l'importance des superstructures et leur étanchéité).

Pour tenter de remédier à ce défaut de réserve de stabilité des multicoques on a essayé diverses solutions tendant toutes à reculer le point de stabilité nulle, en utilisant en particulier la formule du trimaran.

Dans tous les cas le centre de carène de l'ensemble des coques est représenté par la combinaison de ceux des différents volumes immergés.

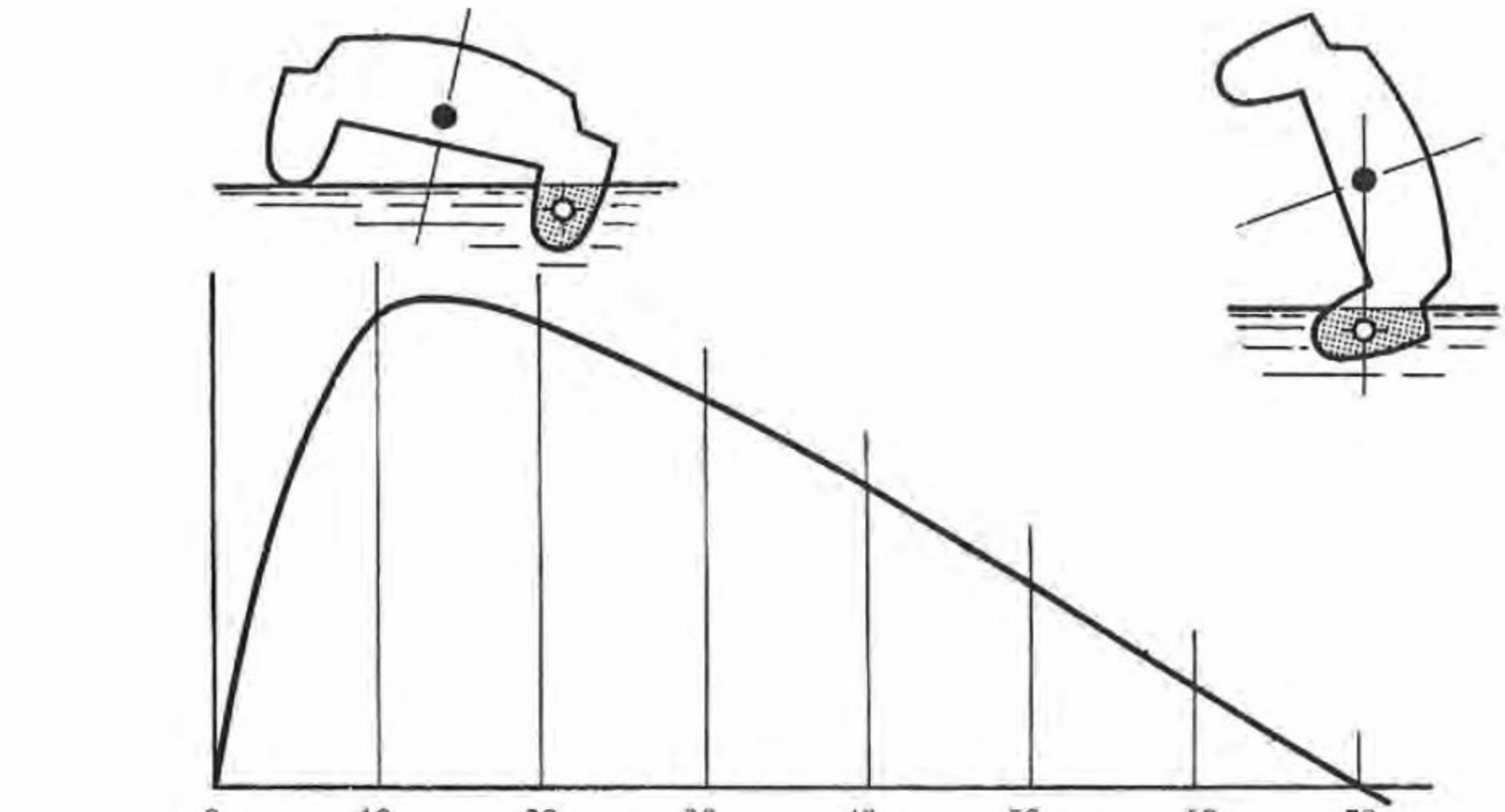


Fig. 4-21 • Courbe de stabilité type d'un catamaran habitable.

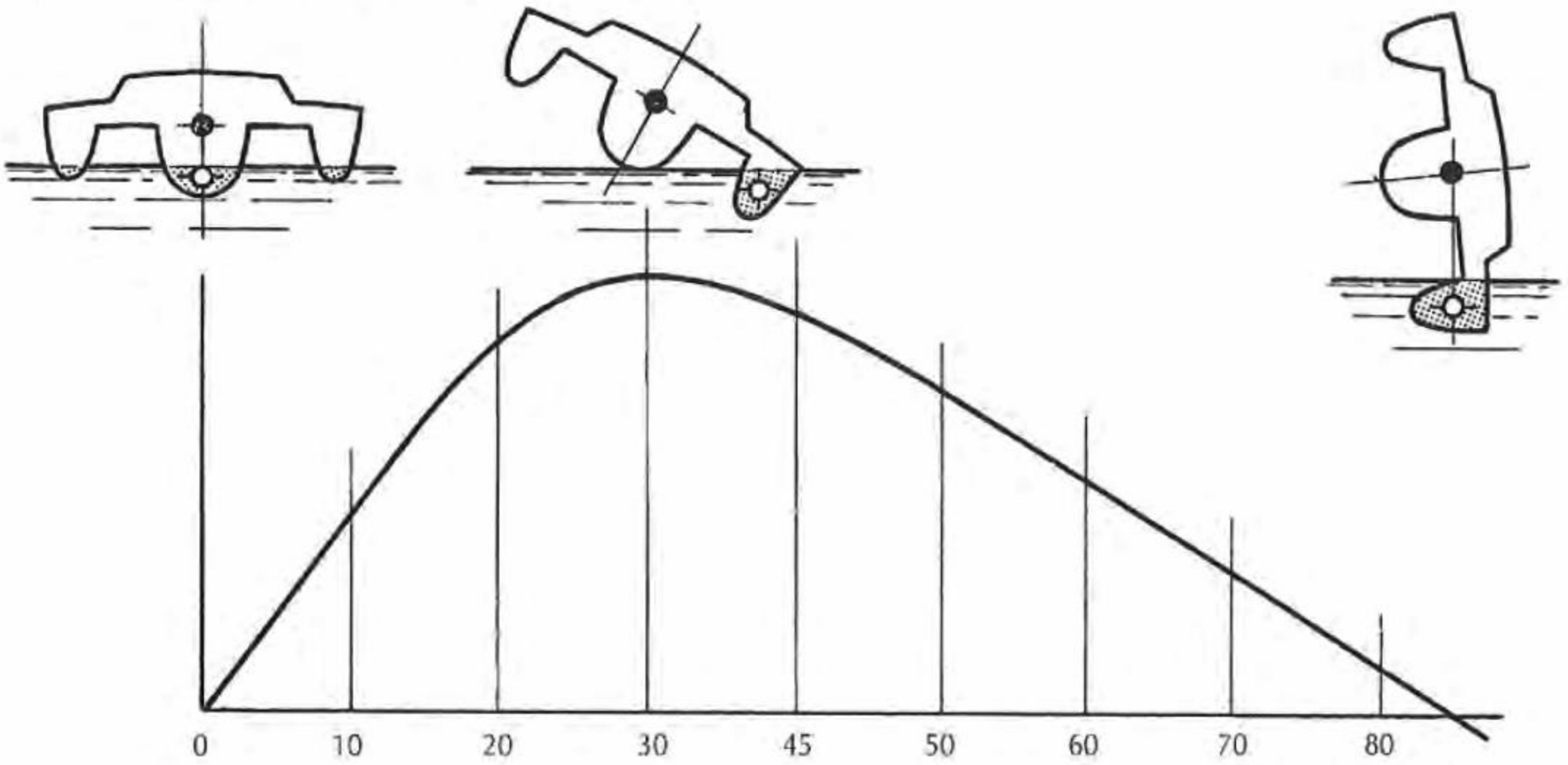


Fig. 4-22 • Courbe de stabilité type d'un trimaran dont chaque flotteur a un volume au moins égal au déplacement total.

Sur un catamaran par exemple (FIGURE **4-21**), à l'angle de gîte 0°, le centre de carène général se trouvera à mi-distance du centre des deux carènes. Le moment de redressement initial sera très élevé puisque, du fait de l'écartement des coques, le moment d'inertie total des deux surfaces de flottaison par rapport à l'axe est très grand. Dès que le bateau gîtera le centre de carène général se déplacera vers le centre de la carène sous le vent dans le rapport inverse des volumes immergés des deux carènes. Juste au moment où la carène au vent étant entièrement sortie de l'eau, il sera confondu avec celui de la coque sous le vent. Le moment de redressement atteindra alors son maximum et décroîtra ensuite à peu près en fonction du cosinus de l'angle de gîte.

Pour un trimaran on retrouve la même condition initiale et la stabilité initiale sera fonction de la somme des moments d'inertie de la coque centrale et des deux flotteurs, par rapport à l'axe. La forme de la courbe de stabilité sera cependant différente selon le volume et la hauteur des flotteurs latéraux. Si leur volume est supérieur au déplacement total (FIGURE **4-22**), on se retrouve, au couple de redres-

sement maximum, dans les mêmes conditions que le catamaran. L'angle de gîte correspondant est cependant légèrement supérieur, l'écartement entre le flotteur et la coque centrale étant plus faible qu'entre les deux coques du catamaran.Ensuite la forme de la courbe est analogue à celle de ce dernier.

Si le volume du flotteur est par contre légèrement inférieur (FIGURE **4-23**) au déplacement total celui-ci s'enfoncera et le mât touchera l'eau lorsque la gîte sera à peine supérieure à 90°. Si l'on place les flotteurs de telle façon que le centre de leur volume total se trouve au-dessus du centre de gravité, on pourra conserver un moment de redressement positif à 90° de gîte. En revanche, les flotteurs n'étant pas immergés au repos, la stabilité initiale ne sera que celle de la coque centrale seule. D'autre part, on conçoit que cette formule sera très sensible à toute modification du déplacement prévu.

On a essayé également d'améliorer la sécurité des catamarans en les lestant. Michael HENDERSON a ainsi dessiné et fait construire deux catamarans à ailerons lestés, *Golden Miller* et *Misty Miller* comportant en plus un flotteur en tête de mât. La courbe de stabilité de *Golden Miller* (FIGURE **4-24**) est intéressante à comparer à celle de la FIGURE **4-21**. Il est certain cependant qu'une telle formule fait perdre, au moins sur le plan de la carène par l'augmentation de la surface mouillée, du tirant d'eau et du déplacement, une bonne part des avantages du multicoque.

10 STABILITÉ SUR UNE SURFACE INCLINÉE

Jusqu'à présent nous avons toujours considéré que la stabilité s'établissait par rapport à une surface d'eau horizontale. Or la mer est peuplée de vagues, les grandes houles de l'Atlantique ont normalement des pentes de l'ordre de 7° tandis qu'en certains points elles peuvent atteindre des angles beaucoup plus grands.

Un bateau naviguant par mer de travers se trouvera donc par moment sur une surface d'eau inclinée du même côté que sa gîte. On voit tout de suite (FIGURE **4-25**) que dans ces conditions le décalage du centre de carène, passant de C_1 en C_2 se trouvera considérablement réduit et par là même le couple de redressement.

Il ne faut pas oublier que dans ce cas, la différence de vitesse circonférentielle des molécules d'eau selon la profondeur d'immersion soumet la partie immergée de la carène à un couple inclinant supplémentaire et, qu'à cette réduction du bras de levier du moment de redressement viendra s'ajouter la variation du poids apparent due à la force centrifuge.

Cette variation sera négative sur les crêtes (d'où une nouvelle réduction du moment de redressement) et positive dans les creux. Elle entraînera une modification de la courbe des moments de redressement, supérieure lorsque l'on considérera le voilier dans le creux de la vague et inférieure

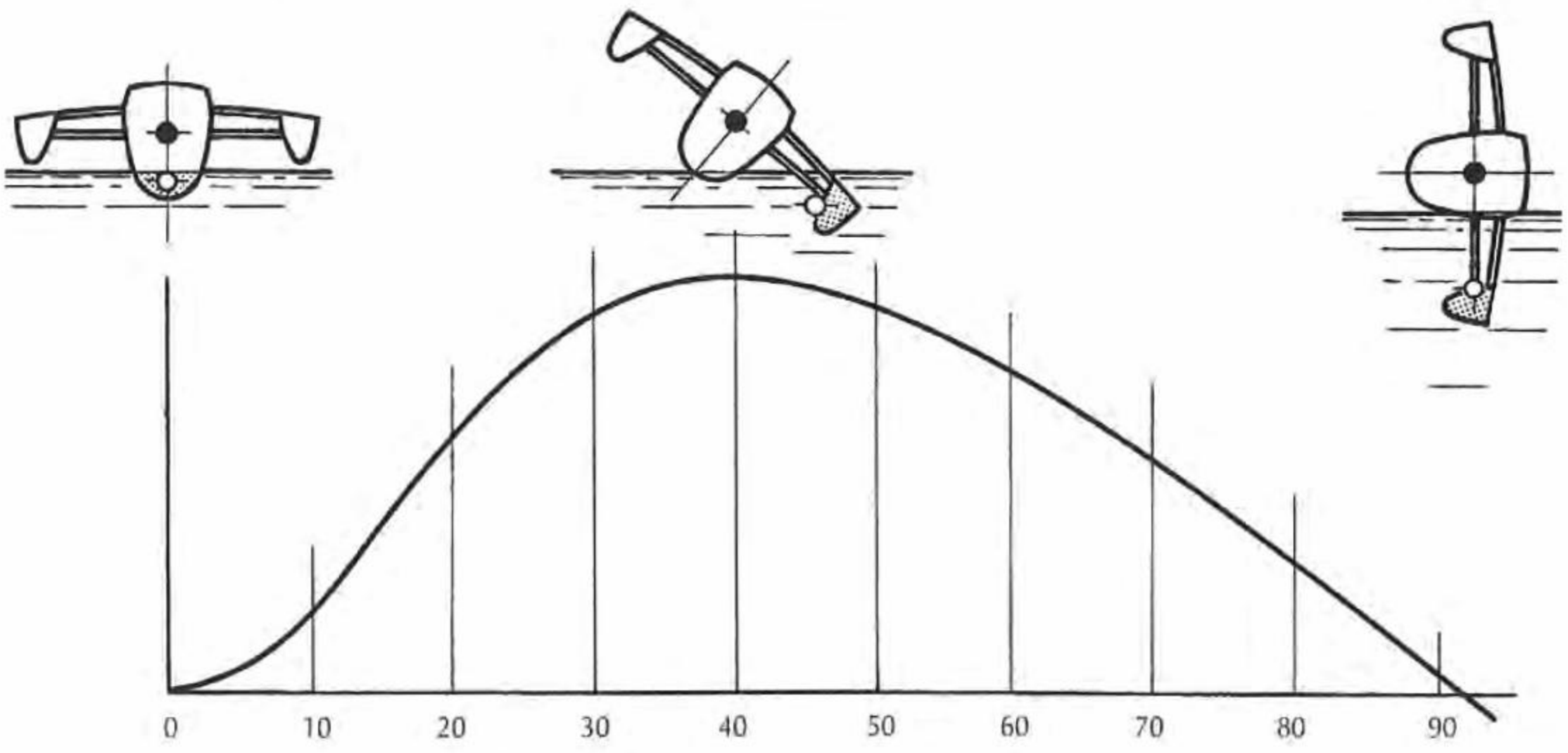


Fig. 4-23 • Courbe type d'un trimaran dont chaque flotteur a un volume inférieur au déplacement total et placé assez haut pour conserver un couple de redressement positif à 90°

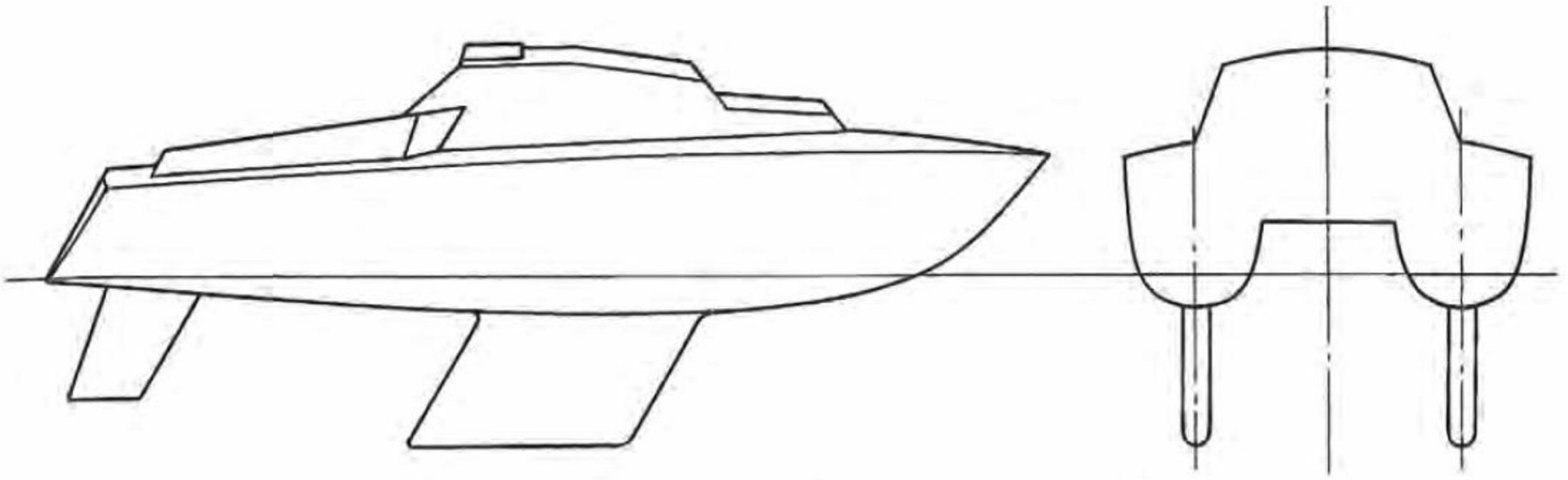


Fig. 4-24 • Compromis recherché par M. HENDERSON en réalisant le catamaran lesté *Golden Miller*. A noter, la sécurité importante apportée par le flotteur de tête de mât.

lorsqu'il sera sur la crête. Ces phénomènes s'illustreront particulièrement avec les mouvements de roulis.

A partir de l'étude dont nous parlerons au **§ 12**, des auteurs se sont intéressés à la question de la sécurité et aux qualités marines que devraient offrir un voilier en relation avec sa stabilité statique et surtout dynamique en présence des mers fortes. C.A. MARCHAJ en a parfaitement analysé les mécanismes (**3**), dans le cas des voiliers classiques ainsi que H.A. MYERS et U.S. KRUSHKOV (**4**) pour les multicoques.

A un moment où, dans le cadre de la directive européenne sur la construction des navires de plaisance des normes de stabilité vont voir le jour, il serait bon que ceux qui en ont la charge se penchent sérieusement sur ces études afin de ne pas commettre les mêmes erreurs que celles qui sévissent actuellement dans les domaines de la pêche et du transport.

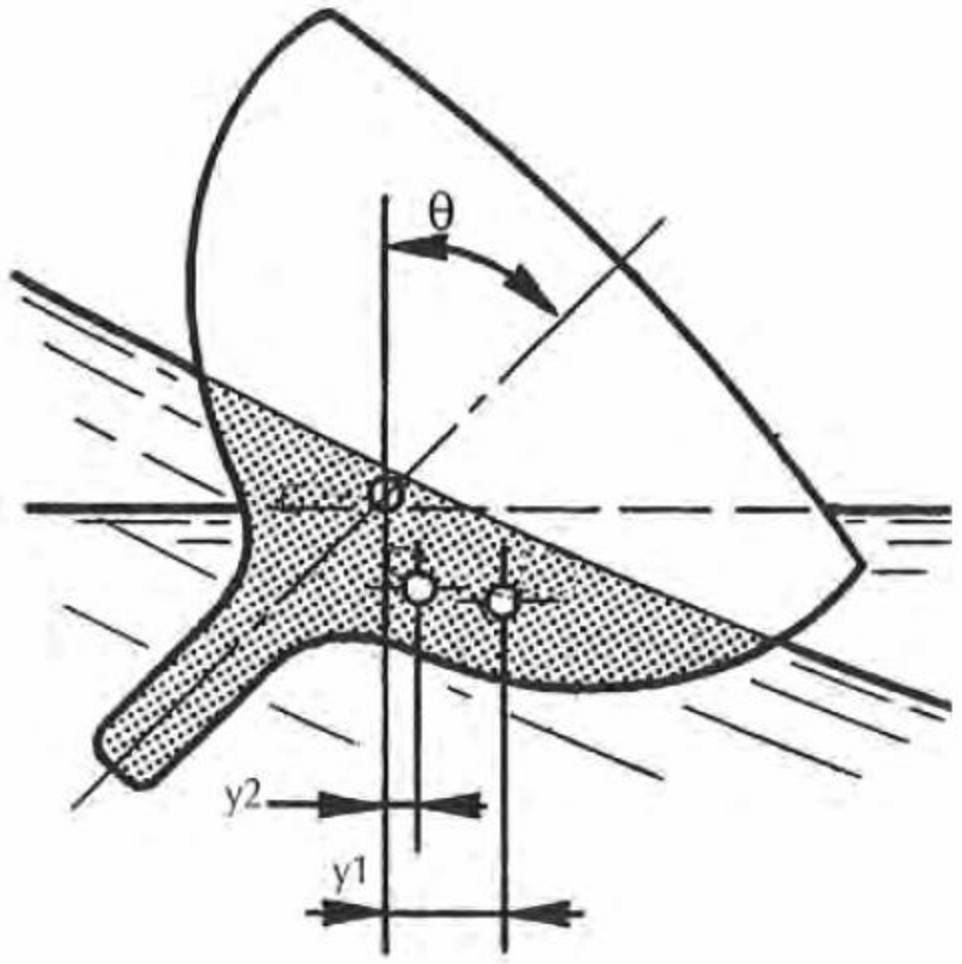


Fig. 4-25 • Sur le flanc d'une vague la stabilité d'un bateau peut être dangereusement réduite.

11 STABILITÉ DYNAMIQUE

Jusqu'à présent, nous n'avons considéré la stabilité que sous son aspect statique, c'est-à-dire que nous avons supposé que le bateau était amené à son angle de gîte sans vitesse. Il en va tout autrement si la coque prend une certaine vitesse et emmagasine ainsi une force vive qui lui fera dépasser l'angle auquel elle se serait normalement arrêtée.

On démontre que le travail d'un couple est égal au produit de son moment par l'angle de rotation qu'il effectue. Sur la FIGURE **4-26** où sont représentées la courbe de stabilité et une courbe de moments inclinants $\mathbf{M_v}$, le travail du couple inclinant pour amener à la gîte θ_1 est ainsi représenté graphiquement par la surface **O C** $\mathbf{C_1}$ θ_1.

Au cours de son inclinaison jusqu'à θ_1 la coque fournira un travail résistant correspondant à celui de son couple de redressement et représenté par la surface **O** $\mathbf{C_1}$ θ_1. Il lui reste encore à absorber le travail résiduel représenté par la surface **O C** $\mathbf{C_1}$ comprise entre les deux courbes. Celui-ci sera représenté par la surface $\mathbf{C_1}$ **B C'** égale à **O C** $\mathbf{C_1}$ et amenant le bateau à la gîte θ_2. Si la force inclinante reste constante le bateau reviendra alors vers la position θ_1. En milieu parfait le bateau ne cesserait d'osciller entre **O** et θ_2, mais dans la réalité l'amplitude de chaque oscillation se réduira, le travail étant absorbé progressivement par les milieux dans lesquels il oscille.

La surface $\mathbf{C_1BC_2C'}$ représente la réserve de stabilité dynamique relative au couple variable **C**.

Lorsque la valeur initiale de **O C** croît il arrive un moment où pour une valeur **O C'** la réserve de stabilité dynamique devient égale au travail résiduel du couple inclinant que le bateau doit absorber. La surface **O C' C'**$_1$ est alors égale à la surface $\mathbf{C'_1}$ **B' C'**$_2$ (FIGURE **4-27**). Le bateau atteindra alors la gîte θ_2 tandis que si le couple inclinant avait été appliqué sans vitesse il n'aurait atteint que la gîte θ'_1. On se trouve ainsi dans la zone instable où n'importe

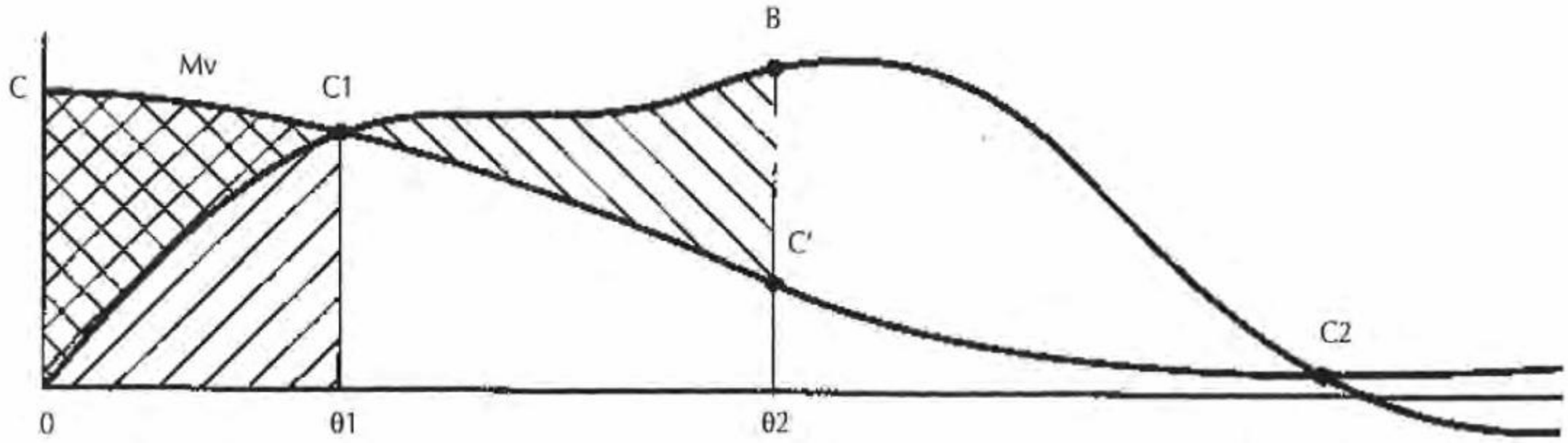


Fig. 4-26 • Éléments caractéristiques de la stabilité dynamique pour un couple inclinant de valeur initiale **C**.

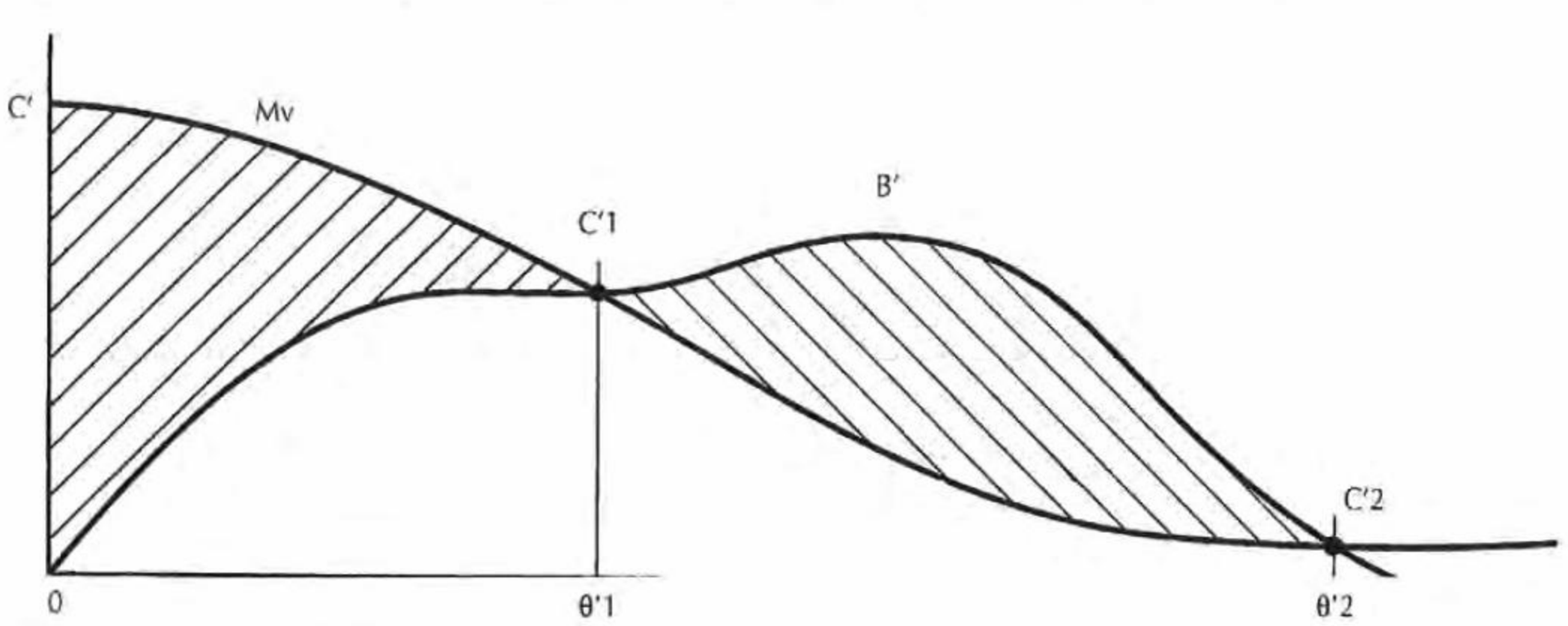


Fig. 4-27 • La stabilité critique dynamique est atteinte lorsque le couple inclinant croît jusqu'à une valeur telle que le travail du couple inclinant est égal à celui du couple de redressement. L'aire $\mathbf{C'_1}$ **B'** $\mathbf{C'_2}$ $\mathbf{C'_1}$ représente la réserve de stabilité pour le couple inclinant **C'**.

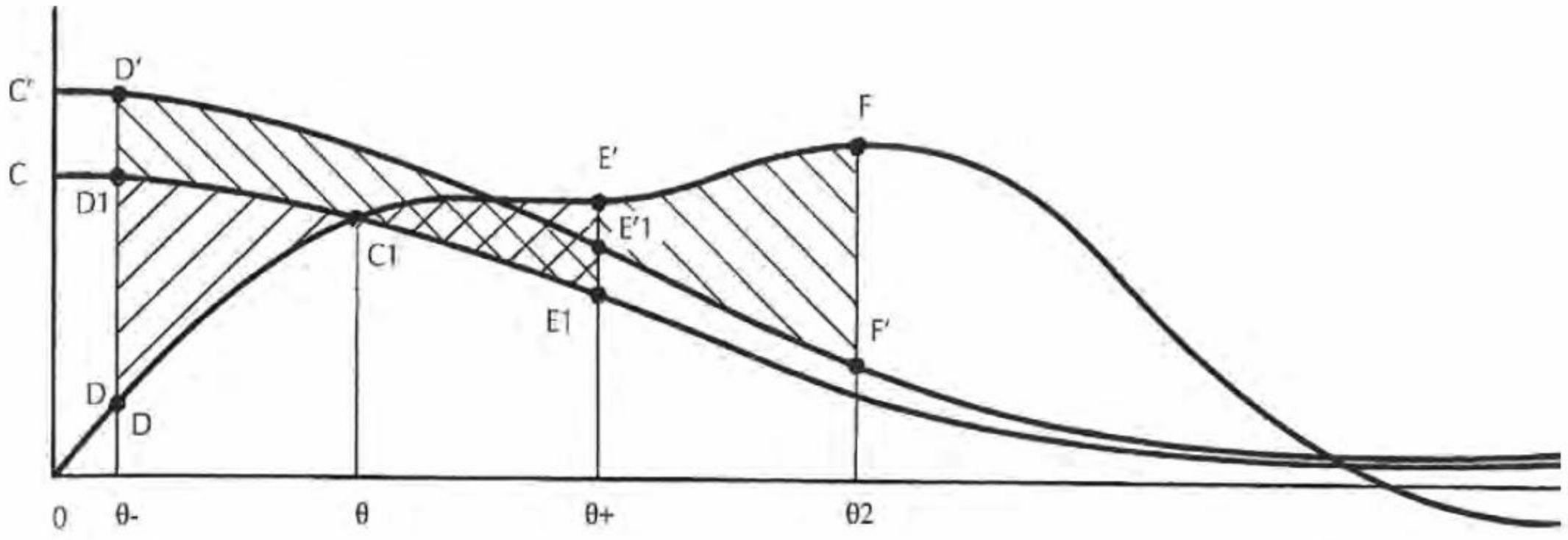


Fig. 4-28 • Influence du roulis sur la stabilité dynamique.

quelle cause supplémentaire de gîte provoquera le chavirement. L'angle θ'_1 est l'*angle critique dynamique* relatif au couple **C'**.

Toute augmentation de **C** au-delà de **C'** provoquera le chavirement s'il est appliqué dynamiquement. Ce sera le cas en particulier si le roulis vient s'ajouter au couple inclinant (FIGURE **4-28**).

Supposons un voilier soumis à un couple inclinant **C** et atteignant ainsi une gîte θ autour de laquelle il roule d'un angle le faisant passer de θ_- à θ_+. L'équilibre des travaux sera représenté par l'égalité des aires **D D_1 C_1** et **C_1 E' E_1**. Sur une rafale le couple inclinant élève en C' la courbe des moments inclinants au moment où le roulis amène le bateau en θ_+.

Le travail du couple inclinant se sera augmenté de la surface **D_1 D' E'$_1$ E_1**.

Le bateau continuera donc à s'incliner jusqu'en θ_2 telle que la surface **E'$_1$ E' F F'** égale la surface **D_1 D' E'$_1$ E_1**. La gîte est donc nettement augmentée et la réserve de stabilité réduite pouvant même aller jusqu'à être insuffisante et que le chavirement en résulte.

On notera que les valeurs de l'angle critique de stabilité dynamique et du couple correspondant sont toujours inférieures aux valeurs statiques.

12 UNE EXPÉRIENCE GRANDEUR RÉELLE

Les accidents survenus lors de la course du Fastnet en 1979 et les études qui ont été faites ensuite par la Wolfson Unit de l'Université de Southampton sur la comparaison de deux voiliers de classe V, un *Contessa 32* dessiné par H.D. SADLER en 1969 et un half-tonner de Ron HOLLAND, le *Nicholson 30* de 1976, ont fourni des éléments techniques de grand intérêt quant à l'étude des facteurs assurant la sécurité de la stabilité (**2**).

	Contessa 32	*Nicholson 30*
• Longueur hors tout	9,65 m	9,14 m
• Longueur de flottaison	7,16 m	7,54 m
• Bau maxi	2,93 m	3,12 m
• T.E.	1,75 m	1,72 m
• Déplacement	4 586 kg	3 774 kg
• Lest	2 042 kg	1 356 kg
• Lest/déplacement	44,5 %	36 %
• Surface voilure (triangles)	37,79 m²	37,64 m²

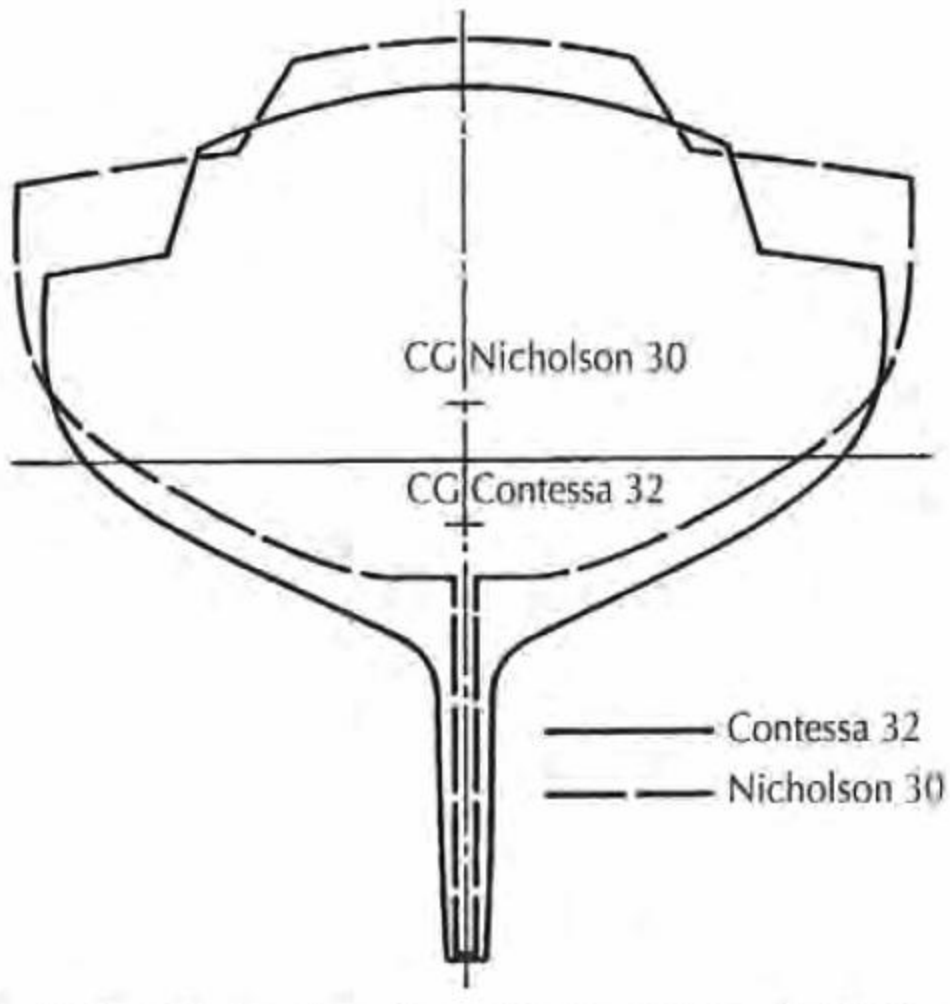


Fig. 4-29 • Comparaison des maîtresses sections du *Contessa 32* et du *Nicholson 30*.

La FIGURE **4-29** montre les maîtresses sections superposées des deux bateaux.

Au vu des caractéristiques, on remarque tout de suite que, si le *Nicholson 30* est plus léger que le *Contessa 32*, cet allégement est obtenu presque entièrement par une réduction du lest, le rapport lest/déplacement tombant de 44,5 % à 36 %.

Les courbes de la FIGURE **4-30** donnent les moments de redressement des deux coques. Elles sont beaucoup plus instructives que celles des bras de leviers qui ont été publiées. Avant tout, on observera les coefficients de stabilité. En position droite celui du *Contessa 32* atteint 4 333 mkg contre 3 198 mkg pour le *Nicholson 30*. En revanche, en position inversée, ces valeurs atteignent 7 280 mkg pour le *Nicholson 30* contre 1 030 mkg pour le *Contessa 32**.

Ce dernier a donc une stabilité initiale nettement moindre en position inversée qu'en position droite alors qu'au contraire le *Nicholson 30* a une stabilité initiale inversée très supérieure à celle qu'il a en position droite.

Le moment de redressement maximum est également très différent puisqu'il atteint 3 214 mkg pour le *Contessa 32* contre seulement 1 852 mkg pour le *Nicholson 30*. Compte tenu du fait que le produit surface de voilure x hauteur entre CD et CV est pratiquement le même pour les deux voiliers, il est évident que le *Nicholson 30* supportera moins longtemps sa voilure.

Un point très apparent sur ces courbes est la différence des angles de chavirement statique, 117° pour le *Nicholson 30* et 157° pour le *Contessa 32*. A 90° de gîte celui-ci a encore un moment de redressement de 2 870 mkg alors que l'autre n'est plus que de 1 050 mkg. En fait, en stabilité dynamique le premier pourra supporter une pression de vent environ trois fois plus élevée.

Mais le plus intéressant de ces courbes est la comparaison des rapports des surfaces incluses jusqu'au chavirement et entre le chavirement et 180°. On sait que ces surfaces représentent le travail nécessaire pour faire chavirer le voilier et, lorsqu'il est retourné, pour lui permettre de revenir à une position normale.

On peut ainsi établir le tableau suivant :

	Avant chavirement	Après chavirement	Rapport
Contessa 32	4 530**	30	151/1
Nicholson 30	2 125	695	3,06/1
Rapport	2,13/1	0,043/1	

* Ces valeurs sont approchées, n'ayant pu être déterminées que par des tangentes aux courbes publiées. Elles sont cependant assez significatives pour en tirer des conclusions.
** Valeurs non dimensionnelles.

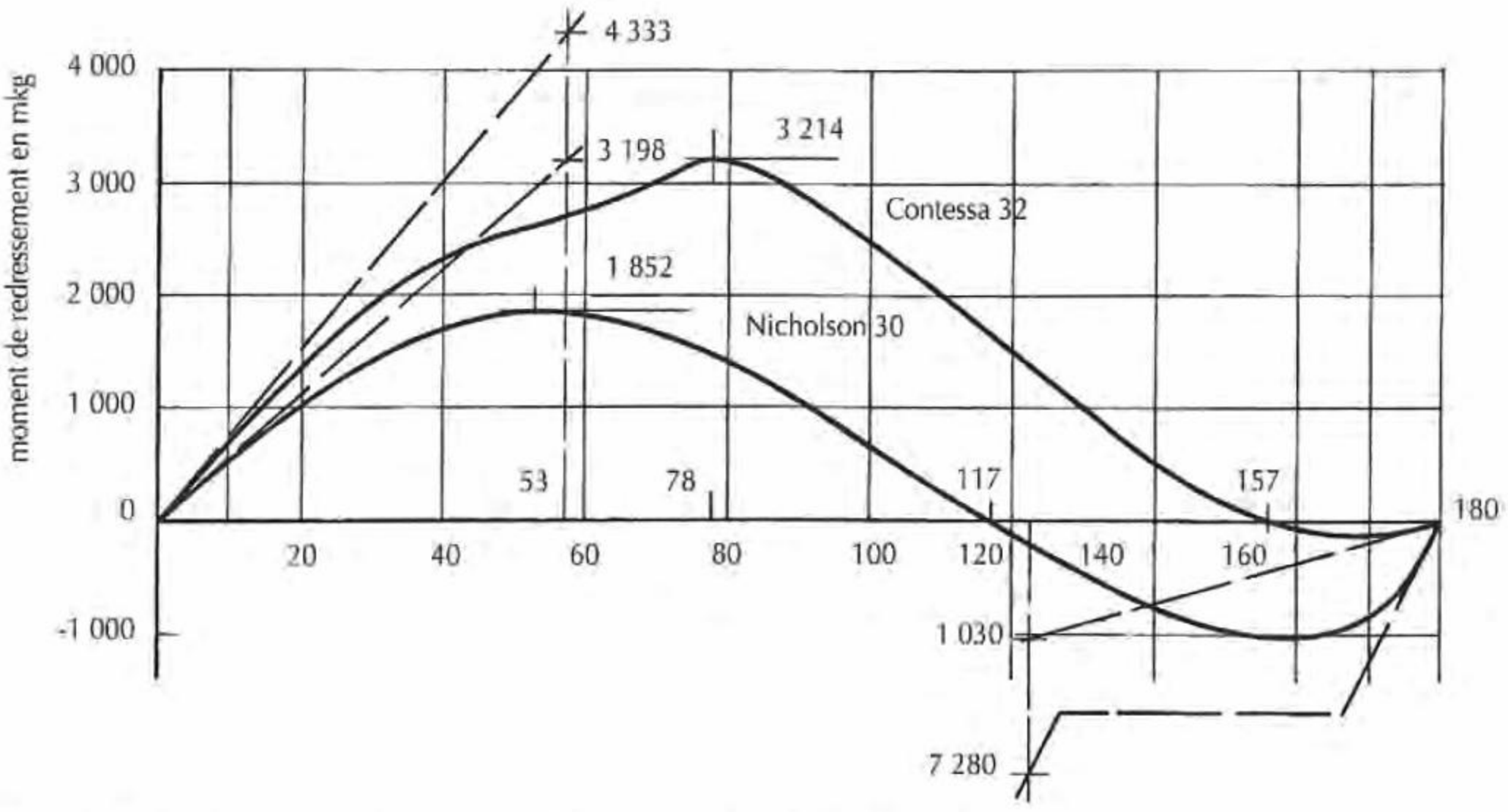


Fig. 4-30 • Courbes des moments de redressement du *Contessa 32* et du *Nicholson 30*.

Il est particulièrement remarquable de comparer les rapports entre le travail avant et après chavirement. Il faudra que le vent et la mer réunis fournissent un travail cinquante fois plus grand pour redresser un *Nicholson 30* que pour un *Contessa 32*. Si l'on ajoute les différences dans la stabilité initiale à 180° il est facile de comprendre que, dans le premier cas, plusieurs minutes soient nécessaires.

Avec ces trois éléments, rapport des surfaces de la courbe des moments avant et après chavirement, coefficients de stabilité à 0 et 180° et angle de chavirement statique il est relativement facile de définir les limites au-delà desquelles un voilier n'est plus sûr. Je fixerai celles-ci aux environs de 15 pour le rapport des surfaces, égalité pour les coefficients de stabilité et 140° pour l'angle de chavirement, mais ce n'est là qu'une première approximation qui devrait être vérifiée par une étude statistique sur un grand nombre de voiliers classés selon différentes catégories de navigation, hauturière, course au large, croisière côtière,...

Dans un rapport du SNAME (**5**) on admet d'ailleurs des valeurs un peu moins contraignantes : de 4 pour le rapport des surfaces de la courbe et de 125° pour l'angle de chavirement pour des voiliers de compétition. On remarquera que nous ne faisons pas intervenir dans ces éléments le moment maximum. Celui-ci en effet joue avant tout comme un élément de performance et de confort (angle de gîte, réduction plus ou moins rapide de la voilure) et non comme un facteur de sécurité. On notera cependant l'influence du rouf, illustrée par la bosse que présente la courbe au-delà de 50°. Pour que le rouf soit utile à la sécurité il est évident cependant que ses ouvertures (aérateurs, capot, panneaux de descente) doivent être relativement étanches. Il reste à voir à quoi sont dues les différences aussi importantes entre les deux bateaux.

Il y a d'abord la position du centre de gravité, à 23 cm au-dessous de la flottaison sur le *Contessa 32* et à 20 cm au-dessus sur le *Nicholson 30*, et le rapport entre le franc-bord et le creux maxi (**FMD/CMD** dans les mesures de jauge IOR)*. Il y a ensuite la largeur au pont et surtout le rapport entre les largeurs à la flottaison et maximum (**BWL/B max**). Enfin il y a l'influence positive des superstructures (de volume plus faible sur le *Nicholson*, 1,25 contre 2,2 m³) et l'influence négative du cockpit et du tableau très incliné.

* Jeremy ROGERS, dans une excellente étude sur ces problèmes de stabilité donne la formule suivante pour déterminer la position du centre de gravité par rapport à la flottaison, à partir des mesures de jauge IOR :
G = FMD - [CMD - [(0,03 L x BWL³ x 64) - (54 x RM)] / DSPL + 0,6 CMDI]
G positif au-dessus de la flottaison ; G négatif au-dessous de la flottaison. Toutes les mesures sont en pieds. Cependant dans les exemples ci-dessus les valeurs obtenues sont nettement inférieures à celles données par la Wolfson Unit qui, on peut le penser, résultent d'une épreuve de stabilité.

Il y a ensuite la largeur au pont et surtout le rapport entre les largeurs à la flottaison et maximum (**BWL/B max**). Enfin il y a l'influence positive des superstructures (de volume plus faible sur le *Nicholson*, 1,25 contre 2,2 m³) et l'influence négative du cockpit et du tableau très incliné.

Ces différents éléments doivent être encore mieux appréhendés lors de l'étude d'un dériveur pour lequel le problème de sécurité de la stabilité est crucial.

Si pour de petits voiliers utilisés uniquement en régate en cinquième catégorie comme les Micro-cupers on peut admettre des valeurs de l'ordre de 120° pour l'angle de chavirement et un rapport de 3/1 pour les surfaces des courbes, je pense que ce serait un risque trop grand d'adopter des valeurs inférieures à celles données plus haut pour les voiliers de course, lorsqu'il s'agit de dériveurs naviguant hors de vue d'observateurs côtiers et *a fortiori* pour ceux entreprenant des traversées transocéaniques.

Même en Atlantique il est possible de rencontrer des vagues exceptionnelles vers les Bermudes au mois de novembre lorsque le Gulf Stream se détourne de son cours normal.

Plus près de nous, l'exemple de la tempête en Manche ouest du mois d'août 1979 nous a montré qu'il n'était jamais possible d'exclure de telles possibilités.

13 LES CARÈNES LIQUIDES

Les carènes liquides sont représentées par les volumes de liquides libres situés à l'intérieur du bateau ; ce peut être soit les liquides contenus dans les réservoirs (eau, carburant), soit de l'eau embarquée par suite de fuite ou d'avarie.

Le comportement sera très différent selon que le liquide sera immobilisé dans un réservoir plein ou libre. Dans le premier cas, le déplacement de son centre de gravité sera faible mais de toute façon défavorable (FIGURE **4-31**) puisqu'il s'effectuera toujours dans le sens de la gîte et entraînera un déplacement proportionnel du centre de gravité général et par conséquent une réduction du couple de redressement (**a**).

Il sera d'autant plus réduit que le réservoir sera plein jusqu'à son orifice de remplissage (**b**) ou qu'une séparation longitudinale (**c**) sans communication divisera la surface libre en petits éléments.

Dans le cas d'un volume libre, la situation sera peu différente de la précédente, au moins jusqu'à un certain angle de gîte tant que le liquide reste contenu dans les fonds du bateau, surtout si ceux-ci présentent un retour de galbord ou un aileron creux (FIGURE **4-32** A).

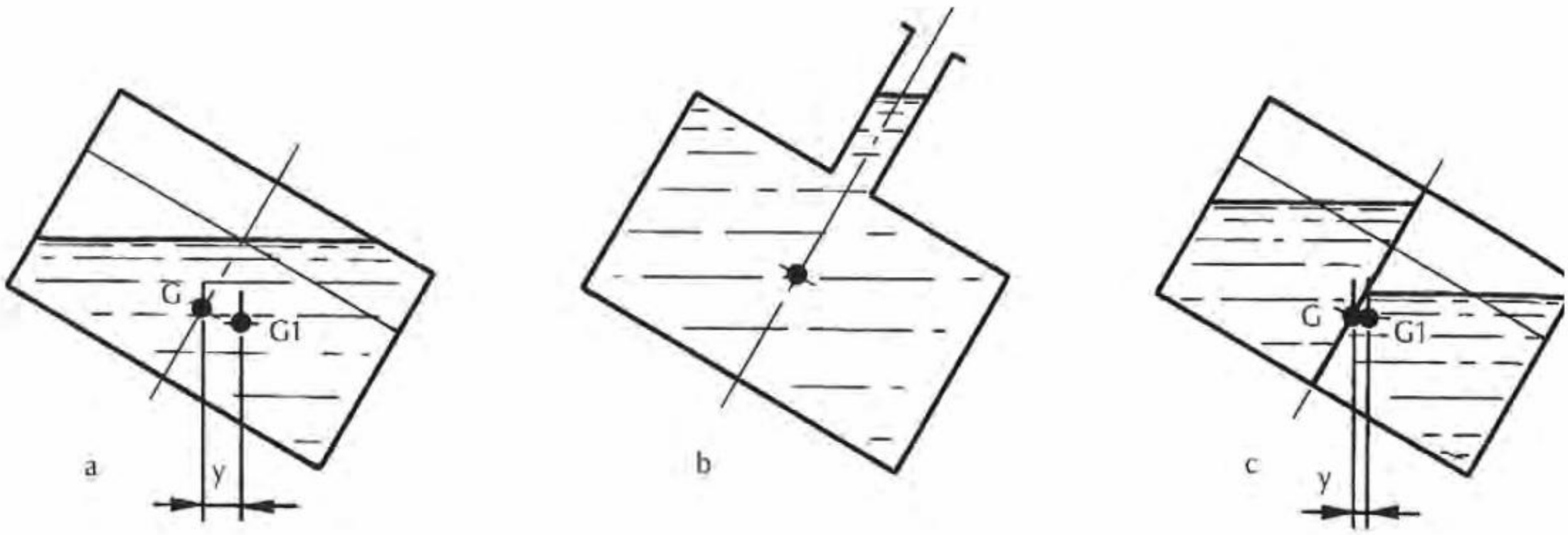


Fig. 4-31 • Un liquide contenu dans un réservoir a toujours un effet néfaste sur la stabilité en raison de la mobilité de son centre de gravité (a). Cet effet peut être annulé si le réservoir est plein (b), ou au moins réduit s'il est divisé en plusieurs compartiments par des cloisons longitudinales (c).

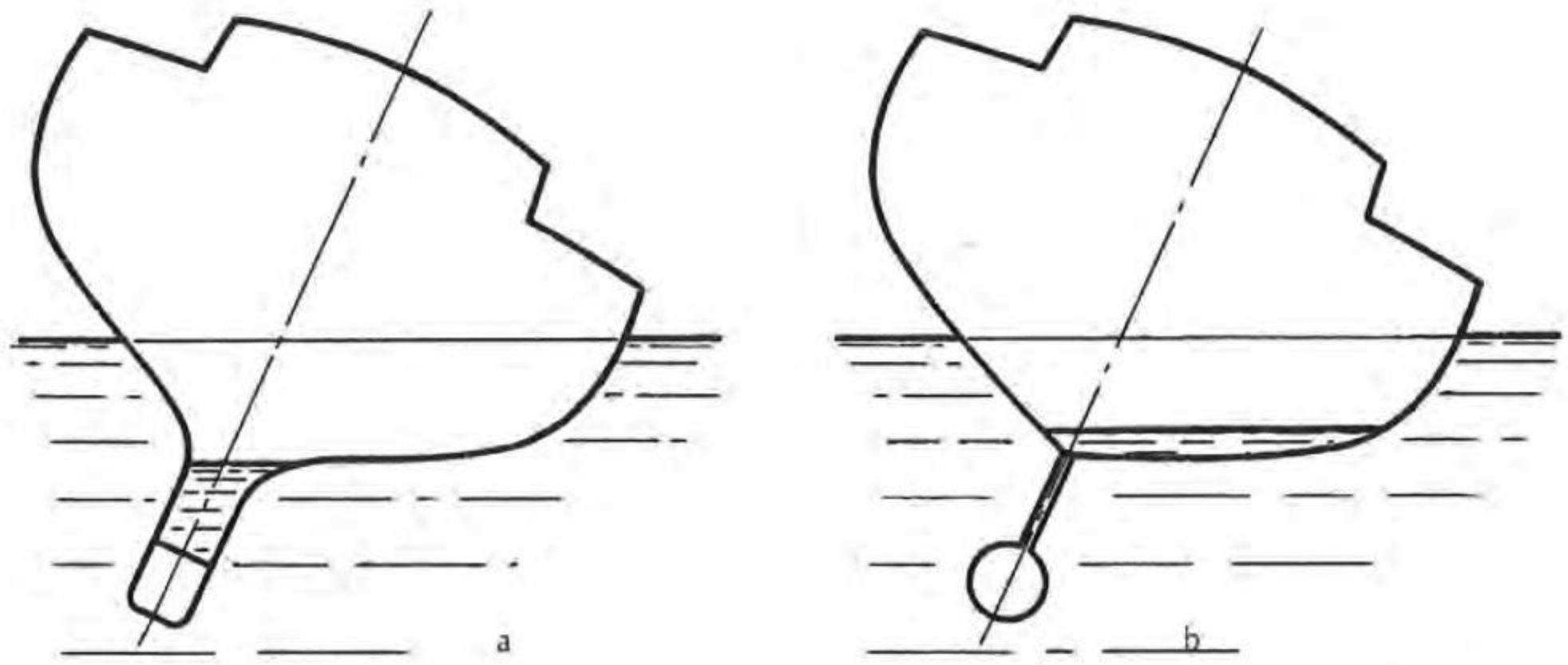


Fig. 4-32 • Une quille creuse possède l'avantage de maintenir en place une certaine quantité de l'eau qui peut être embarquée.

Mais elle sera très différente si ces conditions ne sont pas remplies (FIGURE 4-32 B).

Le poids de la carène liquide provoquera alors l'apparition d'un moment inclinant important surtout aux angles de gîte intermédiaires entre 0° et 90°. L'épaisseur du bordé étant généralement négligeable on considérera alors que la surface des sections intéressées se réduira à la différence restant entre celles de la carène proprement dite et de la carène liquide.

Ainsi dans le cas de l'étude de la flottabilité d'un bateau entièrement envahi, le centre de carène se trouvera à la résultante de ceux des différents volumes de flottabilité (FIGURE 4-33). La proportion de ces volumes qui reste émergée étant habituellement faible sur un bateau habitable, la stabilité obtenue reste essentiellement une stabilité de poids, alors que sur les dériveurs légers où cette proportion est beaucoup plus forte, la stabilité de forme demeure importante.

Les carènes liquides ont également un effet très néfaste sur la stabilité dynamique. En effet leur volume et leurs surfaces libres étant différents de ceux de la carène proprement dite, leur période de roulis sera différente.

A certains moments, elles seront déphasées par rapport au mouvement général et leur effet sera bénéfique tandis qu'à d'autres, elles seront en phase avec le mouvement général et c'est alors que le travail de leur moment inclinant, très important dans le cas d'une carène libre, viendra s'ajouter au travail du moment inclinant général réduisant ainsi considérablement l'angle critique de stabilité dynamique.

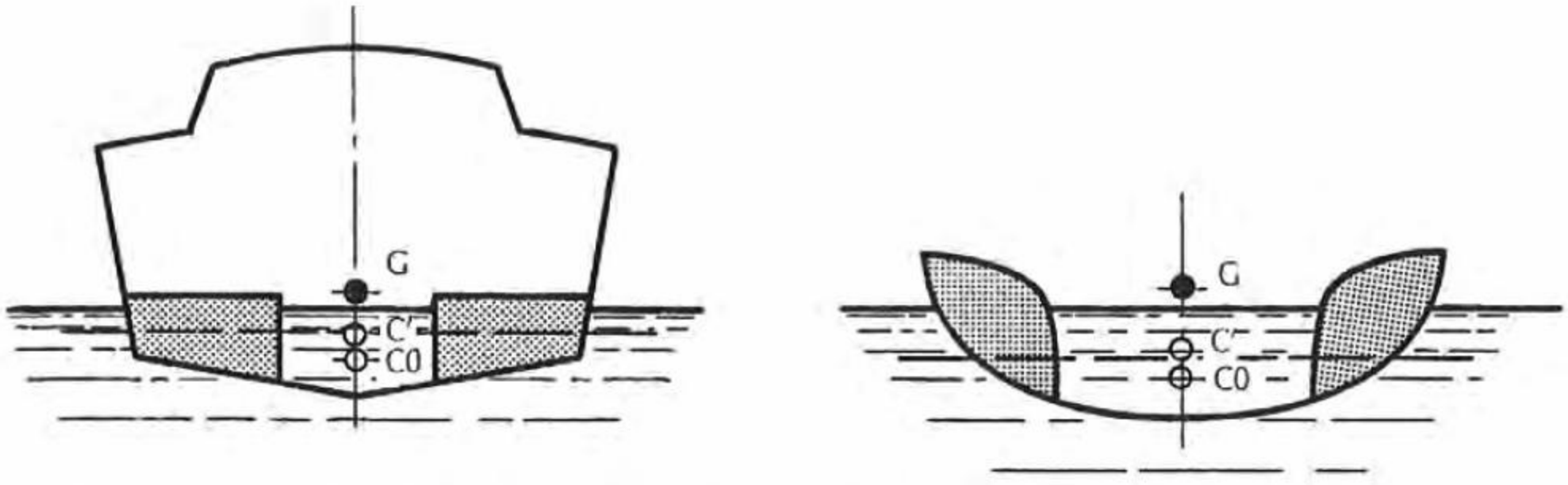


Fig. 4-33 • Le centre de carène d'une coque envahie par l'eau devient celui de la partie immergée de ses volumes de flottabilité. La proportion entre volumes émergés et immergés est généralement plus forte sur un dériveur que sur un voilier habitable.

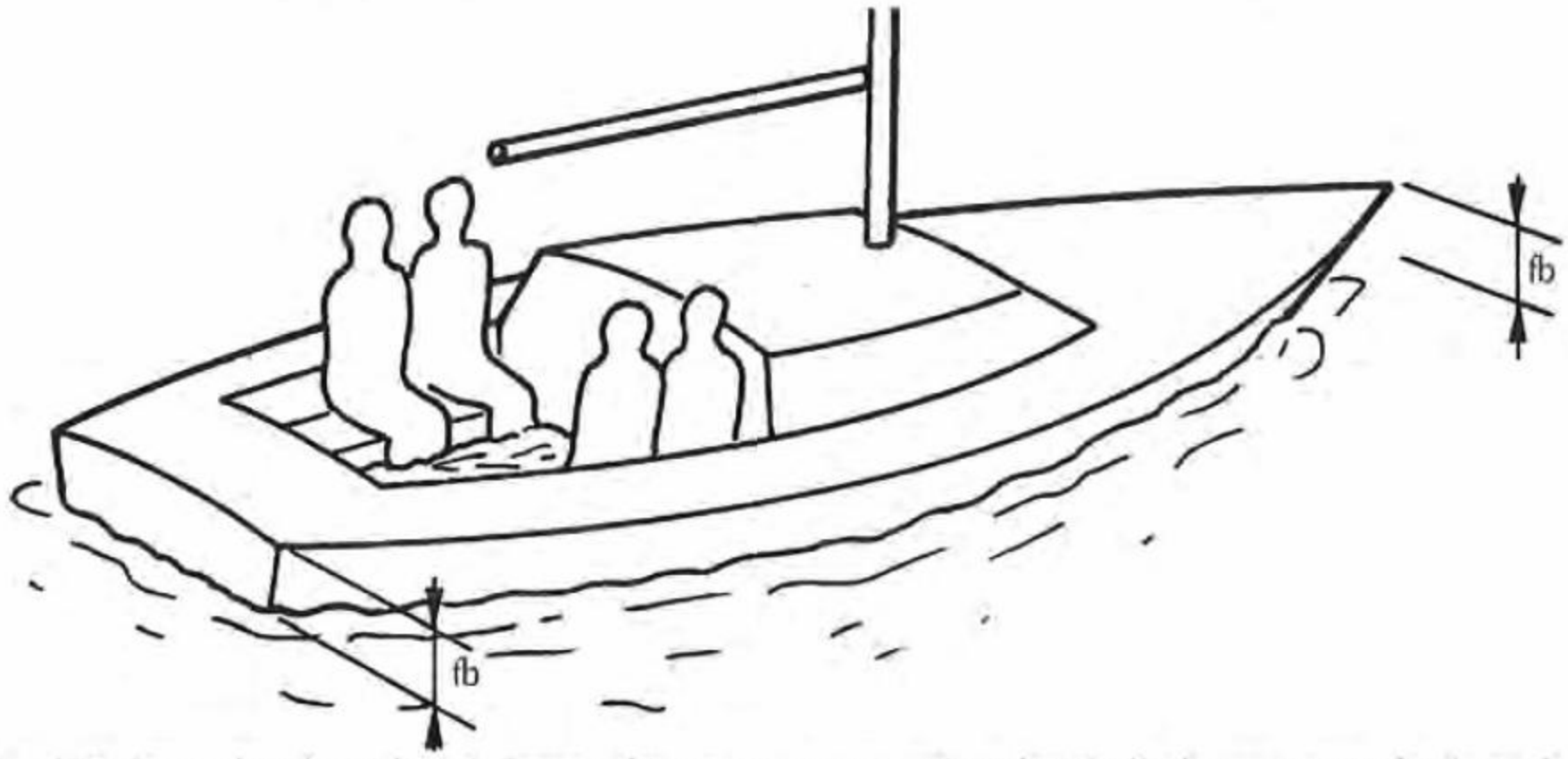


Fig. 4-34 • L'équipage dans le cockpit, le bateau doit conserver une assiette longitudinale correcte et des francs-bords avant et arrière suffisants **fb**.

14 INSUBMERSIBILITÉ ET STABILITÉ

Au terme de la législation française un bateau doit, afin de bénéficier du label insubmersible, satisfaire à certains critères de franc-bord et de stabilité (FIGURE **4-34** ET **4-35**), lorsque l'intérieur et l'extérieur sont en communication (bordé crevé sous la flottaison ou vanne arrachée).

Voyons d'abord la première condition à remplir, l'insubmersibilité en position droite.

Pour obtenir celle-ci, il faut disposer de volumes ayant une capacité correspondant, au moins, au déplacement du bateau avec son armement et son équipage.

Les volumes s'immergeront jusqu'à un niveau où leur capacité sera strictement égale à celle du déplacement (FIGURE **4-36**), tout supplément de volume restant alors au-dessus du niveau de l'eau. Dans ce cas de figure où les volumes de flottabilité sont placés bas (en fait en dessous du centre de gravité) le franc-bord sera important, ce qui est intéressant.

Si maintenant nous faisons gîter ce bateau, nous voyons qu'au-delà d'un certain angle jusqu'auquel le déplacement du centre de flottabilité compense celui du centre de gravité, le bateau devient instable et chavire (FIGURE **4-37**).

Il est donc nécessaire pour conserver la stabilité positive au-delà de 90°, que le centre de flottabilité se maintienne au-dessus du centre de gravité. Il faut donc remonter au maximum les volumes ; ce qui, dans les petits bateaux dont le centre de gravité est relativement haut conduit à les placer immédiatement sous le pont (FIGURE **4-38**) d'où une importante réduction du franc-bord.

Considérons maintenant le bateau gîté à 90°. Si la capacité des volumes n'est qu'à peine supérieure au déplacement, le bateau va s'enfoncer considérablement ; le mât, l'avant et l'arrière seront totalement immergés (FIGURE **4-39**). Il faut donc cette fois augmenter très largement les volumes de flottabilité et, en fait, prendre une valeur presque double du déplacement pour que le niveau de l'eau ne dépasse pas le

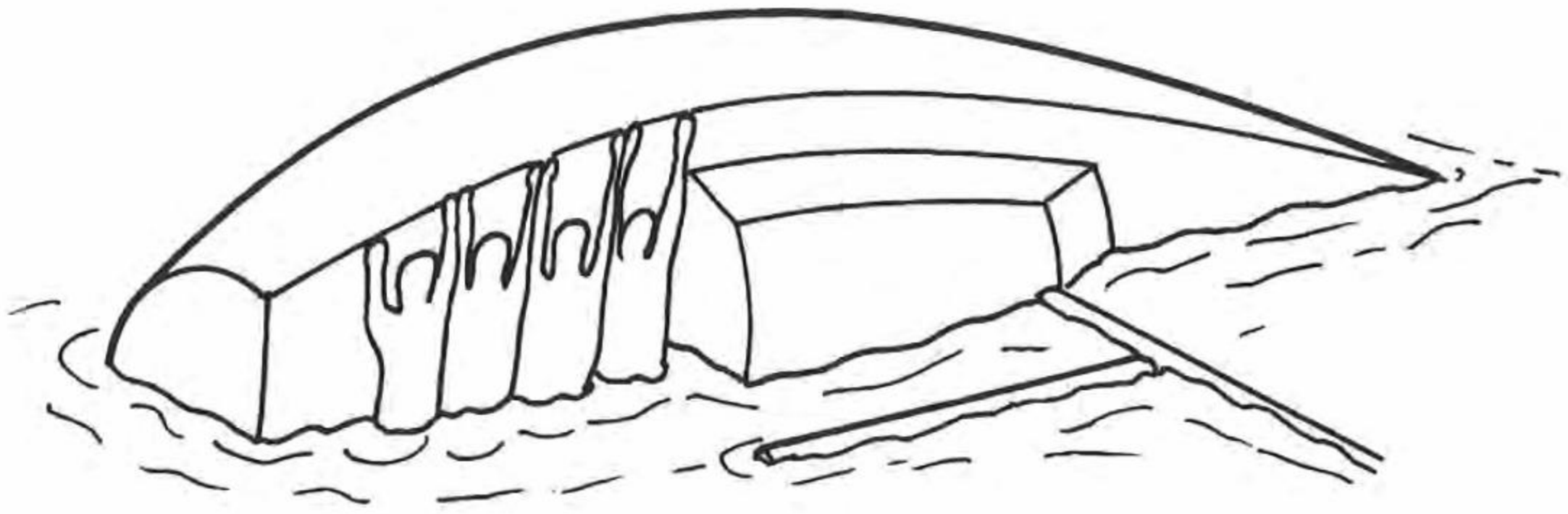


Fig. 4-35 • Couché à 90 °, l'équipage debout sur les cale-pied et filières, le bateau doit conserver une tendance au redressement, l'enfoncement ne dépassant pas le mât et l'assiette longitudinale restant correcte.

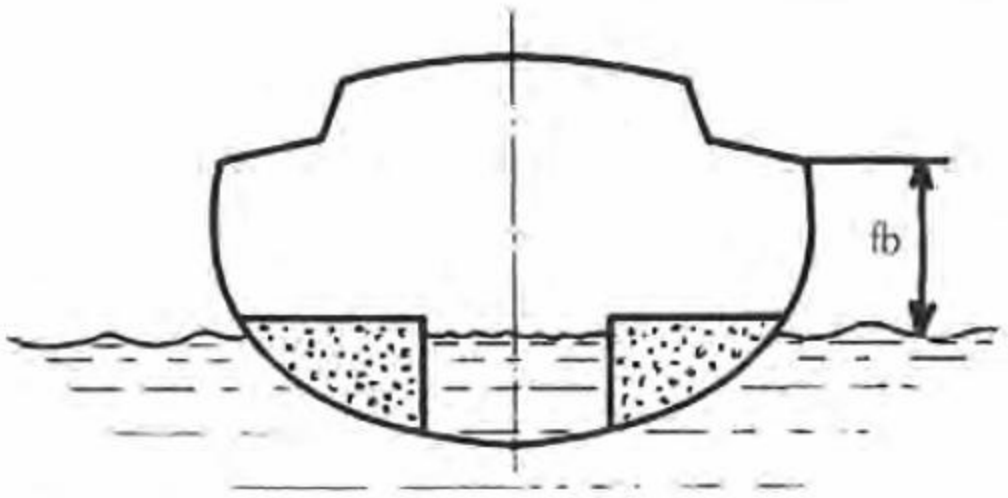


Fig. 4-36 • Flottabilité en position droite, les volumes de flottabilité doivent avoir une capacité correspondant au moins au déplacement du bateau avec armement et équipage. Plus les volumes sont placés bas, plus le franc-bord **fb** sera important.

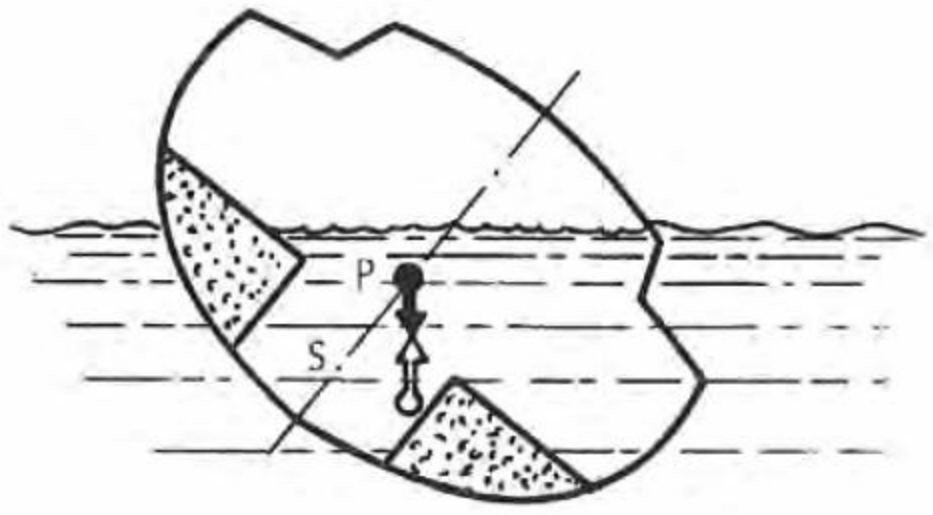


Fig. 4-37 • A partir d'un certain angle de gîte le déplacement du centre de flottabilité ne compense plus celui du centre de gravité et le bateau chavire. Sur le schéma le poids du bateau **P** et la flottabilité **S** sont sur le même axe vertical, encore quelques degrés de gîte et le moment créé par les forces **S** et **P** fera chavirer le bateau.

plan de symétrie verticale du bateau. On aboutit alors à une disposition du type de la FIGURE **4-40** qui allie à un franc-bord minimum suffisant en position droite, une stabilité positive et un enfoncement normal à la gîte.

Ces volumes peuvent, bien sûr, être subdivisés en différents éléments, l'important étant de retrouver un centre de flottabilité égal.

D'autre part, il est indispensable de répartir les volumes sur la longueur du bateau afin d'obtenir une assiette longitudinale correcte avec des francs-bords extrêmes sensiblement égaux et une bonne stabilité longitudinale.

Ces impératifs techniques impliquent, dans la conception des emménagements, un certain nombre de sujétions. La largeur intérieure se trouve réduite dans la zone à hauteur d'œil, ce qui restreint le volume intérieur apparent. Mais cette réduction peut être faible si l'on prend soin de disposer le volume sur une épaisseur sensiblement constante de l'avant à l'arrière.

Ceci se trouve d'ailleurs automatiquement réalisé dans une construction sandwich, comme c'est le cas pour les voiliers du constructeur belge ETAP par exemple.

Pour un bateau de 6 m, déplaçant 1 t et nécessitant donc à peu près 2 m³ de volume de flottabilité, on peut disposer un demi m³ dans le pont avec une moyenne de 5 cm (2,5 dans le toit de rouf et 7,5 cm dans le reste du pont), un m³ sous forme d'une ceinture de 60 cm de haut et de 14 cm d'épaisseur dans le haut des bordés et le reste réparti dans les extrémités. On obtiendra ainsi un franc-bord de 20 cm.

Le volume du carré ne sera, en fait, pas trop réduit et on libérera tous les volumes intérieurs de rangement.

Le problème devient, c'est certain, de plus en plus difficile à résoudre au fur et à mesure qu'augmente la taille du

bateau : il se révèle pratiquement impossible de rendre insubmersible un bateau de plus de 9 m, à moins de consentir de gros sacrifices dans la capacité des volumes intérieurs.

Dans le calcul précis du volume de flottabilité nécessaire, il faudra évidemment tenir compte, en déduction, du volume des matériaux de construction de la coque proprement dite. Faible pour des coques en métal ou en stratifié, il peut représenter une part non négligeable dans une construction en bois ou sandwich. Il est indispensable, pour l'apprécier, de connaître précisément le poids et la densité des matériaux utilisés.

B ▪ STABILITÉ LONGITUDINALE

Celle-ci relève exactement du même processus que la stabilité transversale.

Comme nous l'avons vu au chapitre III, la force aérodynamique exercée sur la voilure possède une composante longitudinale $\mathbf{F_X}$ correspondant à la force de propulsion et provoquant un couple inclinant longitudinal exactement de la même façon que la composante transversale $\mathbf{F_Y}$, avec le couple inclinant transversal. La contrepartie est la même, c'est-à-dire que c'est par une inclinaison vers l'avant et le déplacement correspondant du centre de carène qu'apparaîtra un couple de redressement longitudinal équilibrant le couple inclinant (FIGURE **4-41**).

Le changement d'assiette correspondant à cette inclinaison a bien sûr des conséquences sur la résistance à l'avancement et l'équilibre de route du voilier.

Ces modifications ne sont pas forcément néfastes et une étude effectuée sur le *Dragon* à l'Université de Southampton (**1**) le montre (FIGURE **4-42**) bien que les différences soient très faibles.

Il ne faut pas oublier non plus l'effet de la résultante verticale $\mathbf{R_Z}$, dont la position est extrêmement variable dans le sens longitudinal selon la vitesse, et qui peut induire un couple de redressement positif se déduisant du couple inclinant. Le phénomène devient particulièrement sensible sur des bateaux légers lorsqu'apparaissent les effets de la sustentation dynamique.

Dans tous les cas sur un bateau léger, la position longitudinale de l'équipage aura autant d'importance que son rappel dans le sens transversal.

Les mêmes caractéristiques de formes de la carène auront les mêmes effets que dans le cas de la stabilité transversale et, en particulier, le moment d'inertie longitudinal du plan de flottaison aura une grande importance sur la hauteur métacentrique initiale longitudinale. Un plan de flottaison aux extrémités pleines (FIGURE **4-43**) aura un moment

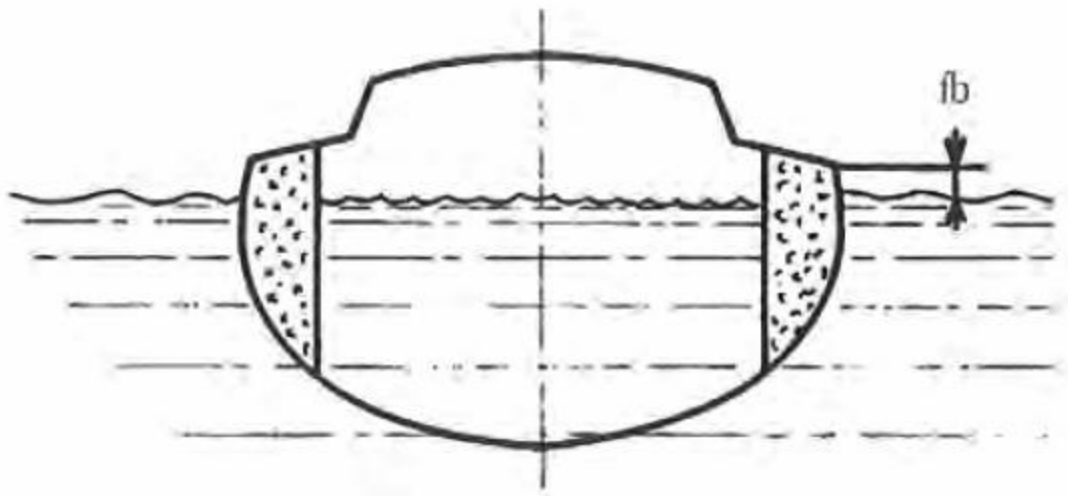


Fig. 4-38 • Pour conserver une stabilité positive à 90°, il faut remonter les volumes de flottabilité. Sur les petits bateaux dont le centre de gravité est relativement haut, cela conduit à les placer immédiatement sous le pont, d'où une importante réduction du franc-bord **fb**.

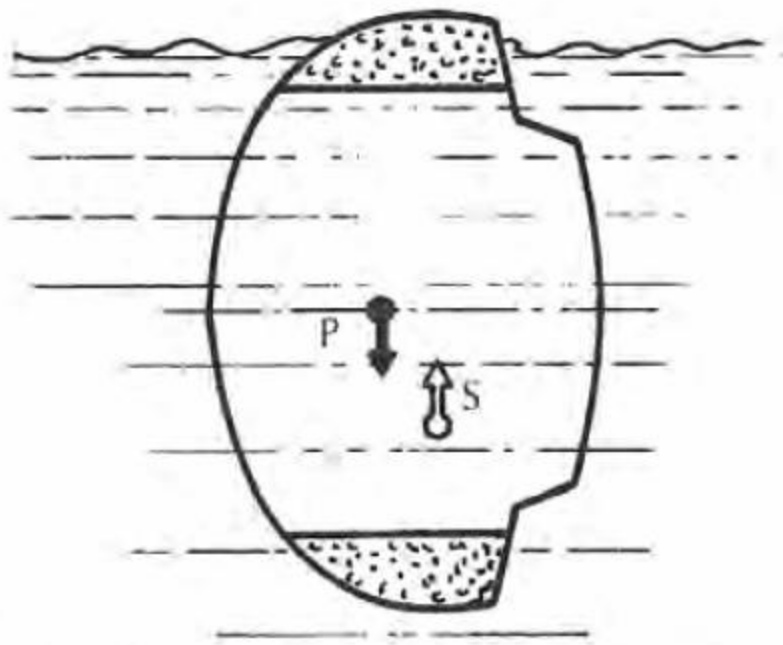


Fig. 4-39 • Si les volumes sont placés suffisamment haut mais que leur capacité n'est qu'à peine supérieure au déplacement, le bateau à 90° conserve un couple positif mais il est presque complètement immergé.

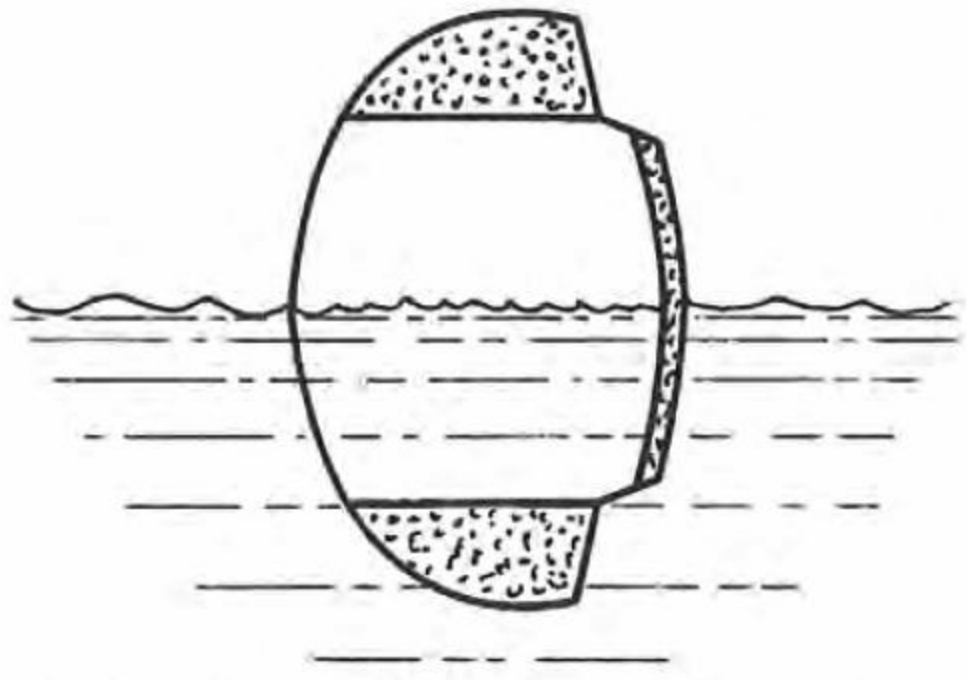


Fig. 4-40 • Disposition idéale alliant à un franc-bord minimum suffisant en position droite, une stabilité positive et un enfoncement normal en position gîtée.

Fig. 4-41 • La stabilité longitudinale est obtenue, comme la stabilité transversale, pour un décalage du centre de carène, créant un moment de redressement **P x x** égal au moment inclinant **F x z**.

d'inertie longitudinal plus élevé qu'un plan de flottaison aux extrémités fines. De même des formes avant et arrière plus pleines sous la flottaison augmentent la stabilité.

Il est cependant très rare, sauf sur de très petits bateaux, que la stabilité longitudinale d'un voilier soit insuffisante et les seuls cas connus de chavirement par l'avant sont dus à des causes accidentelles telles que l'enfournement de l'étrave dans une lame, même sur des dériveurs ou des catamarans de sport.

En revanche, la stabilité longitudinale a une très grande importance dans l'étude des mouvements de tangage dans la houle, et si les formes sont importantes par leur effet sur la hauteur métacentrique dont dépend la période de tangage, par le volume et l'équilibre des élancements avant et arrière qui engendrent et amortissent tout à la fois le mouvement, elles ne sont qu'un des éléments de ce problème.

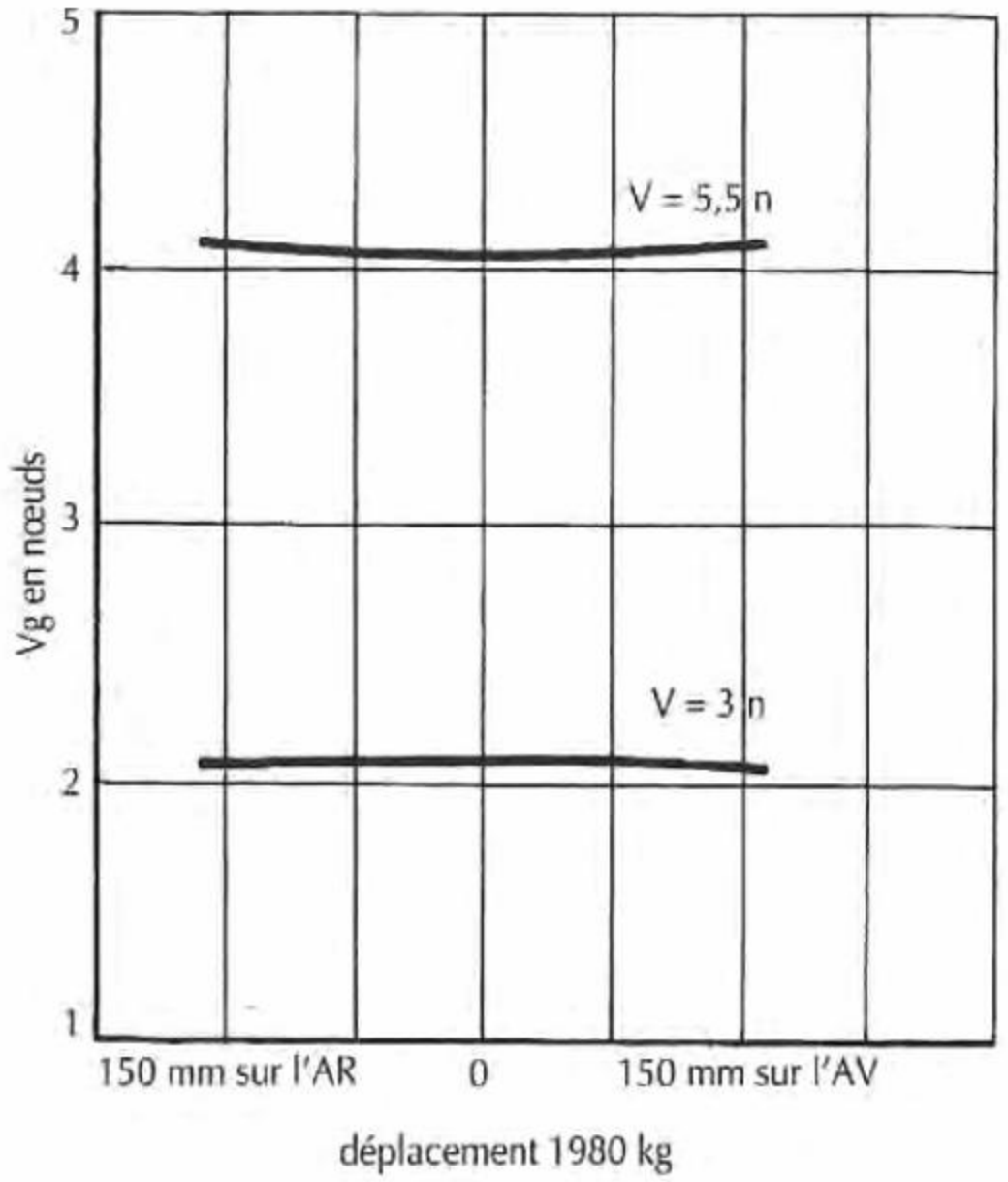


Fig. 4-42 • De ces courbes extraites d'une étude faite à l'Université de Southampton il apparaît que sur un *Dragon* une différence d'assiette longitudinale correspondant à un enfoncement de 150 mm à l'avant ou à l'arrière a assez peu d'influence sur la vitesse de gain dans le vent. Les résultats seraient certainement moins favorables si les essais avaient été effectués avec de la houle.

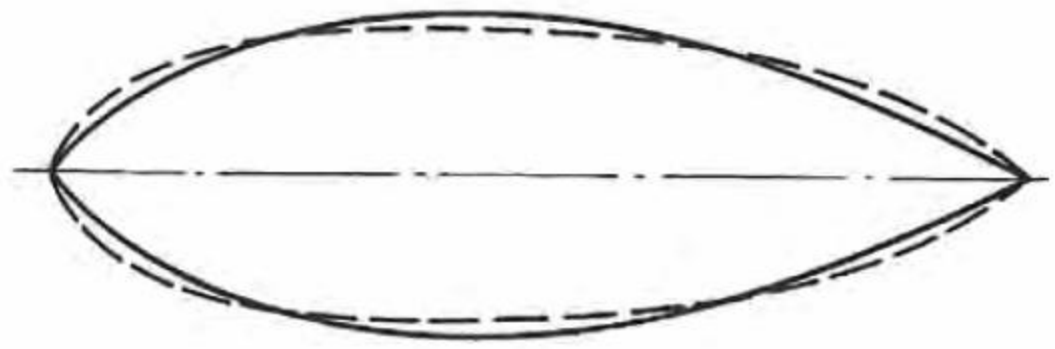


Fig. 4-43 • De ces deux flottaisons de surface égale celle représentée en trait plein a plus de stabilité transversale mais moins de stabilité longitudinale que celle en trait interrompu.

Nous y reviendrons en détail au CHAPITRE **VIII**. Il peut être nécessaire d'étudier la stabilité d'un voilier pour une autre direction que les deux axes privilégiés transversal et longitudinal, il est bon de se rappeler alors que les valeurs des moments d'inertie de la flottaison pour n'importe quelle direction définissent une courbe en forme d'ellipse dont le grand axe est égal au moment d'inertie longitudinal et le petit au moment d'inertie transversal. Il suffit donc de connaître ces deux valeurs pour pouvoir calculer toutes les autres. ⚓

BIBLIOGRAPHIE - CHAPITRE 4 •••

1 • *An investigation to determine the effects of changes of displacement and trim on the performance of a Dragon class yacht.*
YRC Report n° 2. Non publié.

2 • *Stability conditions on Contessa 32 and 1976 Half Tonner.*
Wolfson Unit, University of Southampton, Report n° 431.

3 • C.A. MARCHAJ, M. PHIL :
Yacht survival dynamics in heavy seas.
12th AIAA Symposium on sailing.

4 • H.A. MYERS and U.S. KRUSHKOV :
Multihull dynamics in wind and waves.
12 th AIAA Symposium on sailing.

5 • O.J. STEPHENS, K.L. KIRKMAN, R.S. PETERSON :
Sailing yacht capsizing.
5th Chesapeake sailing yacht symposium 1981.

5

FORCES HYDRODYNAMIQUES

NOUS avons vu au CHAPITRE III, qu'après la stabilité, le second facteur intervenant dans la vitesse du bateau et ses possibilités de remontée dans le vent était, d'une part, sa résistance à l'avancement et, d'autre part, sa capacité à développer une force latérale aussi grande que possible pour un accroissement minimum de cette résistance à l'avancement.

Nous étudierons donc d'abord la résistance à l'avancement seule, telle qu'elle se présente par exemple au vent arrière, puis nous verrons au prix de quelle augmentation de cette résistance pourra être obtenue la création de la force latérale antidérive nécessaire à la marche au près. Il sera alors possible d'établir le bilan global de la résistance à l'avancement de la carène. Dans le même temps nous aurons étudié les influences des caractéristiques dimensionnelles et du dessin sur ces résistances.

A ▪ RÉSISTANCE A L'AVANCEMENT SANS DÉRIVE

Une carène se déplaçant sur l'eau est soumise aux mêmes résistances que les corps entièrement immergés que nous avons étudiés au CHAPITRE II, à savoir : résistance de frottement, séparation-ventilation et éventuellement cavitation, résistance de forme et sillage. Mais la variation des pressions le long de la carène qui, pour un corps entièrement immergé, ne comportait pas de manifestation visible, se trouve ici, si l'on peut dire, libérée. Elle se traduit par une perturbation de la surface de séparation entre l'air et l'eau entraînant la création de différents systèmes de vagues qui, à leur tour, modifient la distribution des pressions sur la coque, et provoquent l'apparition d'une force de résistance telle que l'énergie dépensée pour la propulsion est égale à l'énergie nécessaire à vaincre les résistances précédentes et à maintenir ces systèmes de vagues.

La résistance totale qui s'oppose au déplacement de la carène en eau plate peut donc être divisée en deux éléments principaux : les *résistances tangentielles* ou de *frottement* et les *résistances normales* ou de *pression*, celles-ci pouvant elles-mêmes se décomposer en *résistance de forme*, *résistance de séparation-ventilation* et *résistance de vagues*.

De plus les phénomènes liés à ces résistances interfèrent les uns sur les autres, et c'est ainsi que des facteurs complémentaires peuvent apparaître dus entre autres aux intéractions vague-frottement, vague-séparation, séparation et frottement.

Si de toutes ces résistances, celle de frottement peut être isolée relativement facilement, son interaction avec les autres, de même que le détail de celles-ci, sont extrêmement difficiles à analyser. Les études pratiques se limitent donc en général à la discrimination entre la résistance de frottement théorique et une *résistance résiduelle* englobant toutes les autres résistances particulières.

Lorsque l'on fait des études de résistance en bassin de carène on obtient la valeur de la résistance résiduelle par différence entre la résistance totale mesurée et la résistance de frottement calculée au préalable.

Toutes deux en effet ne suivent pas les mêmes lois de similitude, la résistance de frottement varie selon le nombre de REYNOLDS (VOIR CHAPITRE II - PAGE 39) tandis que la résistance résiduelle est fonction du carré de la vitesse.

C'est FROUDE en Angleterre qui le premier, reprenant des essais systématiques en bassin dont CHAPMAN avait montré l'intérêt cent ans plus tôt, reconnut la nécessité de séparer les deux résistances.

En se basant sur les lois de similitude de la mécanique générale et ses propres observations des systèmes de vagues engendrés par des modèles de tailles différentes, il définit en 1868 sa *loi de comparaison* de la façon suivante :

« *La résistance de carènes géométriquement semblables est dans le rapport du cube de leurs dimensions linéaires, lorsque leurs vitesses sont dans le rapport de la racine carrée de leurs dimensions linéaires.* »

Cette loi avait déjà été donnée 36 ans plus tôt par le constructeur français REECH, mais celui-ci n'avait pas su faire le rapprochement avec la résistance.

Les vitesses des carènes comparées sont appelées *vitesses correspondantes* et la loi de FROUDE peut se traduire en disant que les résistances sont fonction du volume de carène lorsqu'elles se déplacent à une vitesse **V** telle que $\mathbf{V}/\sqrt{\mathbf{L}}$ est égal, **L** étant la longueur de flottaison ou une longueur de référence. Ce rapport $\mathbf{V}/\sqrt{\mathbf{L}}$ est appelé *degré de vitesse* **R** mais n'étant pas non dimensionnel on lui préfère parfois le nombre de FROUDE, $\mathbf{F_r}$ égal à $\mathbf{V}/\sqrt{\mathbf{gL}}$, **g** étant la valeur de l'accélération de la pesanteur (9,81 cm/s²). $\mathbf{F_r} = \mathbf{R}/3{,}132$. La plupart des études sont cependant faites en fonction du degré de vitesse, malheureusement différent selon les unités employées.

Pour notre part, nous utiliserons le mètre/seconde pour les vitesses et le mètre pour les longueurs. On peut trouver également des vitesses exprimées en nœuds, en pied/seconde et des longueurs en pieds.

Le TABLEAU ci-dessous permet de faire les conversions nécessaires :

Vitesse	Longueur	Coefficient	
km/h	mètre	x 0,278	= **R** en m/s et m
nœud	mètre	x 0,524	= »
nœud	pied	x 0,93	= »
nœud	pied	x 1,81	= **R** en nœud et m

Si nous voulons comparer la résistance résiduelle d'un voilier de 9 m de flottaison naviguant à une vitesse de 3 m/s avec sa maquette au 1/10, celle-ci devra avancer à 0,948 m/s puisque $3/\sqrt{9} = 0{,}948/\sqrt{0{,}9}$. Les vitesses sont donc dans le rapport de la racine de l'échelle $3/0{,}948 = 3{,}16 = \sqrt{10}$.

1 RÉSISTANCE RÉSIDUELLE

Malgré la difficulté que l'on rencontre à analyser quantitativement les différentes composantes de la résistance résiduelle, il est possible de décrire, au moins qualitativement, les divers phénomènes qui en sont la cause, en particulier pour ce qui concerne la résistance de forme et de vagues et la résistance de séparation-ventilation, enfin de tenter de définir les facteurs favorables à leur réduction.

De grands progrès ont été faits dans l'étude de la résistance des voiliers dans le but d'améliorer les logiciels de prédiction des performances (VPP). Une des études les plus intéressantes a été effectuée par le Dr Peter VAN OOSSANEN (Lm) en Hollande (**20**).

a ▪ Résistance de forme et de vagues

Deux approches différentes permettent de déterminer la résistance à l'avancement d'une carène : les mesures et observations effectuées lors des essais sur modèle en bassin de carène et les calculs découlant de l'étude théorique du phénomène de la création des vagues.

Sans entrer dans le détail de ces études théoriques qui débordent très largement le cadre de cet ouvrage, nous en extrairons ce qui peut permettre une meilleure compréhension du phénomène.

Une des premières contributions à cette étude est due à Lord KELVIN qui en 1904 définit le système de vagues créé par un point de pression solitaire se déplaçant à la surface de l'eau. Celui-ci se compose d'un système de vagues transversales suivant la trajectoire du point et d'un système de vagues divergentes issu de celui-ci, le tout étant limité par deux droites faisant avec l'axe de la trajectoire un angle de 19°28' (FIGURE **5-1**) en eau profonde. C'est l'interférence des deux systèmes qui provoque la forme caractéristique des vagues du divergent dont la direction moyenne forme un angle constant de 54°44' avec l'axe. Ce système se déplaçant à la même vitesse que le point, on en déduit la longueur entre les crêtes $\lambda = 2\pi\mathbf{V}^2/\mathbf{g} = 0{,}64\mathbf{V}^2$ ou $0{,}64\ \mathbf{R}^2 \times \mathbf{L_f}$.

Pour les vagues divergentes c'est la composante de vitesse parallèle à la trajectoire qui est égale à $2\pi\mathbf{V}^2/\mathbf{g}$ et par conséquent la distance réelle entre crêtes, prise perpendiculairement à celles-ci est $\lambda' = (2\pi\mathbf{V}^2/\mathbf{g})\cos^2\psi$, ψ étant l'angle de la normale aux crêtes avec l'axe de la trajectoire (FIGURE **5-2**).

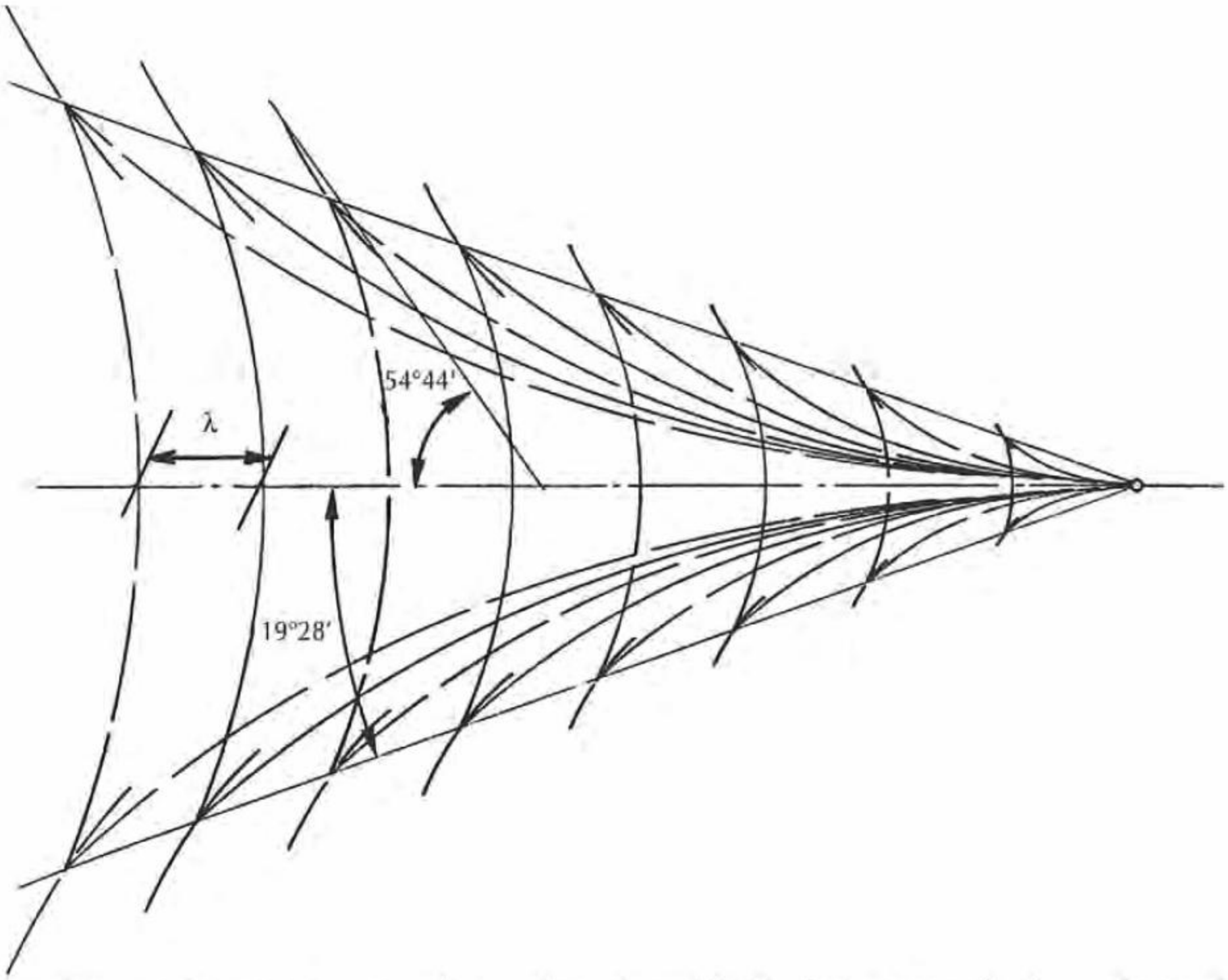


Fig. 5-1 • Systèmes de vagues divergentes et transversales issus d'un point mobile. C'est la composition des deux systèmes qui forme la série de petites vagues que l'on observe le long de la ligne de leur rencontre. Les valeurs des angles ne sont valables qu'en eaux profondes.

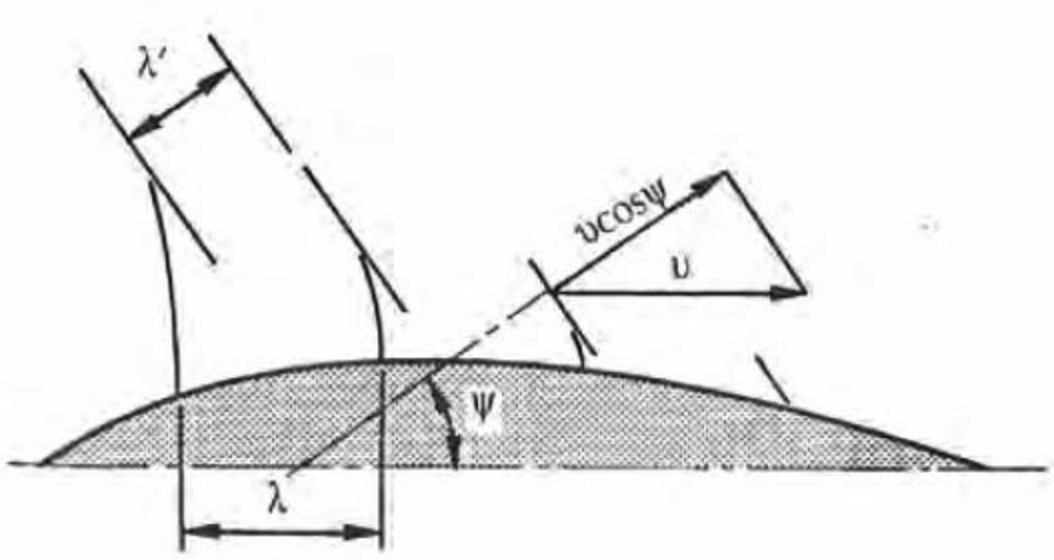


Fig. 5-2 • Longueur et vitesse des petites vagues résultant de la composition des vagues divergentes et transversales.

L'amplitude, c'est-à-dire la hauteur des systèmes de vagues (surtout des vagues transversales) créés va, du fait de leur expansion latérale, se réduire assez rapidement. L'énergie transportée par la vague, constante (à la part absorbée par la viscosité près), devant se répartir sur une longueur de plus en plus grande.

Il faudra noter également que l'énergie absorbée par les vagues transversales est plus importante que par les vagues divergentes et ceci d'autant plus que la vitesse s'accroît.

Au lieu d'un point unique prenons maintenant un corps simple constitué de deux coins reliés par une partie centrale parallèle, tel que celui qui fut utilisé par WIGLEY pour ses études. Celui-ci démontra que le profil de la vague le long de ce corps était la résultante de cinq perturbations différentes de la surface (FIGURE 5-3) :

• une perturbation symétrique avec un sommet à l'avant et à l'arrière et un creux au milieu, correspondant à la loi de BERNOUILLI (CHAPITRE II-3-F),

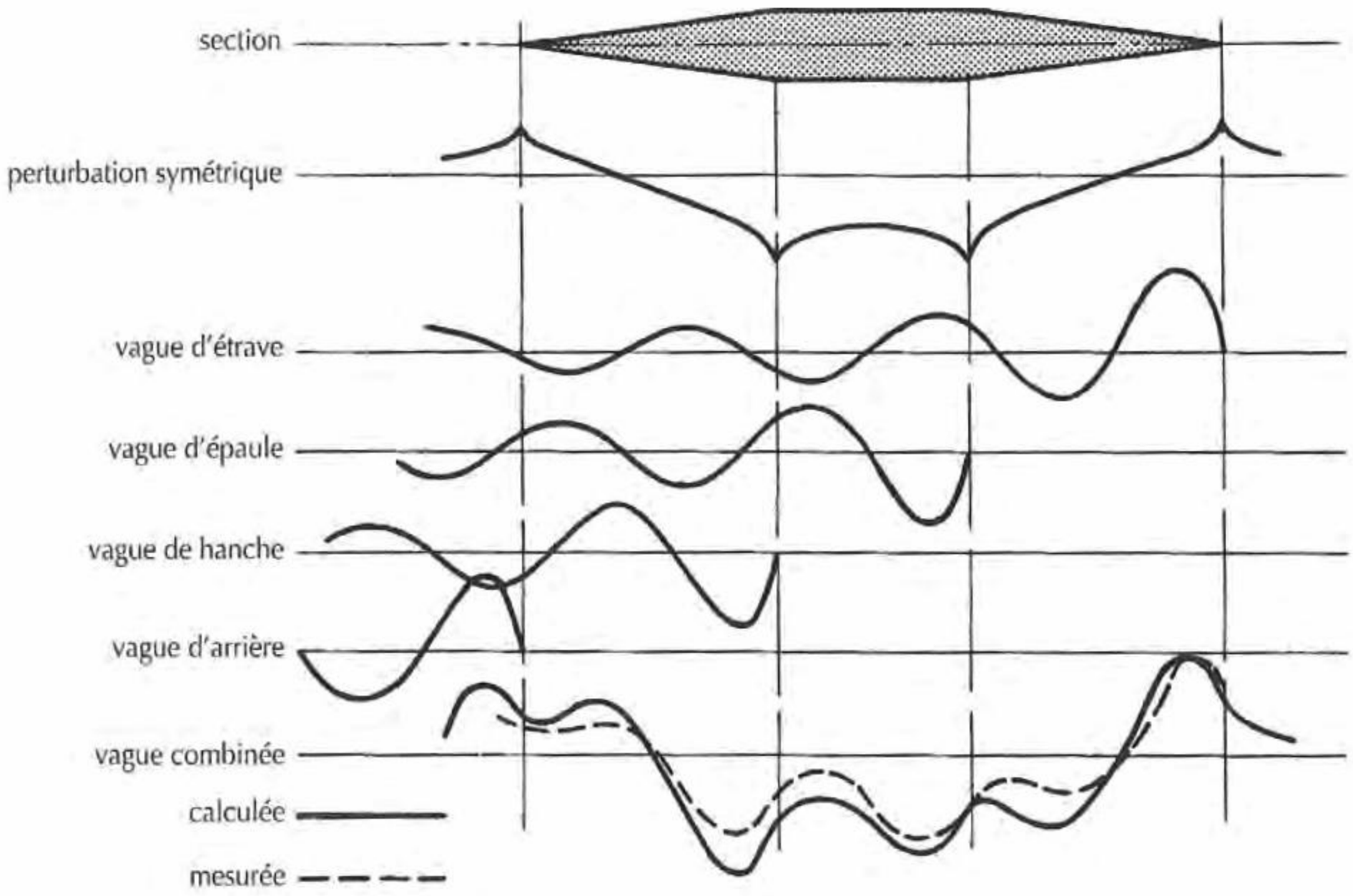


Fig. 5-3 • Décomposition des différents systèmes de vagues créés par un corps à partie centrale parallèle et extrémités pointues, selon les calculs de WIGLEY et comparaison de l'ensemble avec les vagues réellement observées.

• deux systèmes de vagues débutant par une crête, l'un à l'étrave et l'autre à l'arrière,
• deux systèmes commençant par un creux à chacun des changements d'angle de la surface du bordé.

Ces cinq perturbations se combinent pour donner un système qui se régularise à deux longueurs de vagues en arrière pour diminuer ensuite progressivement d'amplitude.

On voit ici qu'il y a interférence entre les différents systèmes. Or la longueur des vagues variant avec la vitesse on conçoit facilement que leur décalage de départ restant, lui, sensiblement constant, le profil global va être différent selon les degrés de vitesse, ce qui va se traduire par des variations dans la résistance à l'avancement qui apparaissent sur la courbe de la FIGURE 5-4. En effet lorsque les creux et les crêtes s'opposent, la vague résultante est réduite à son minimum alors que si les creux ou les crêtes se correspondent la vague atteint une amplitude maximum introduisant une résistance élevée.

Les bosses et les creux de la courbe correspondent sensiblement aux valeurs suivantes de R :

Bosses	0,63	0,74	0,92	1,56
Creux	0,6	0,68	0,82	1,09

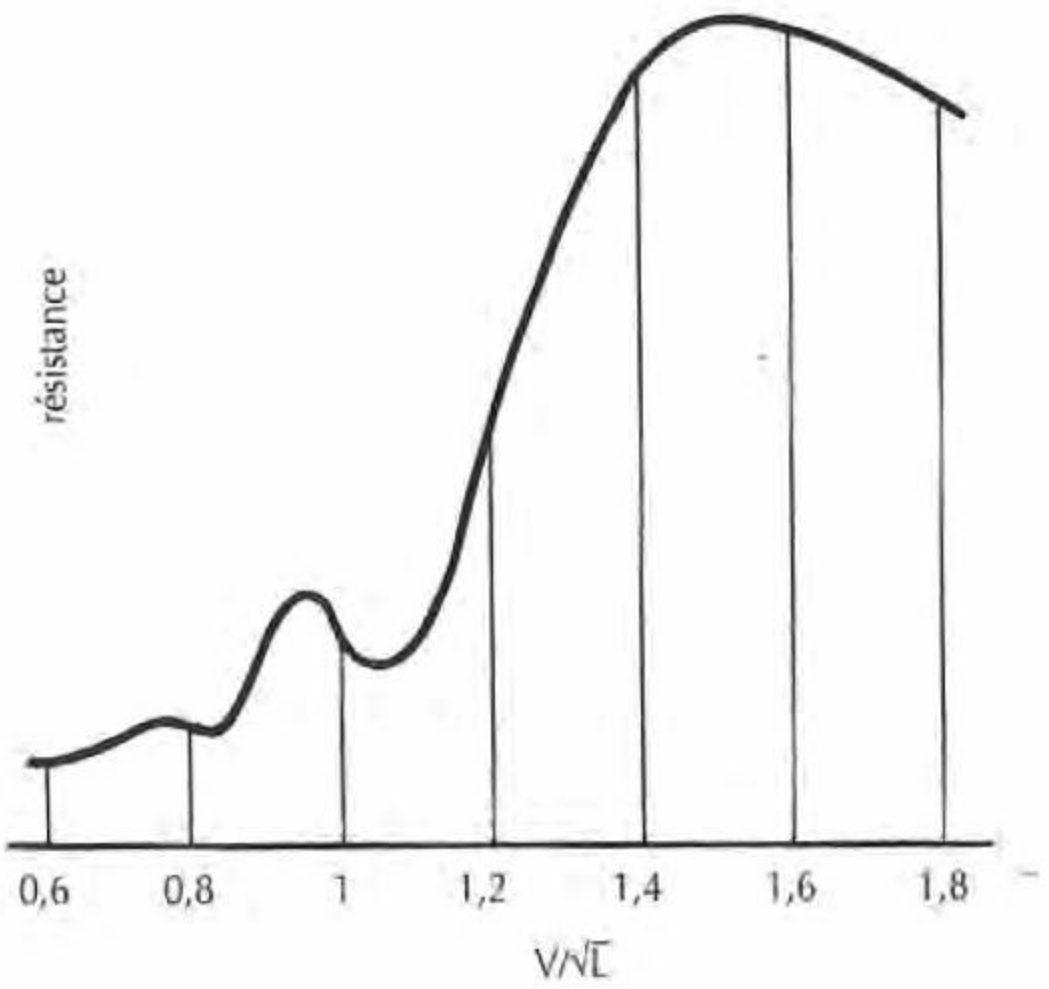


Fig. 5-4 • Inflexions observées dans la courbe de résistance calculée selon la composition des vagues transversales avant et arrière.

Selon les travaux de W. FROUDE, repris par son fils R.E. FROUDE, les valeurs théoriques (définies par le moment où la crête de la vague d'avant vient en opposition ou en correspondance avec le creux formé sur l'arrière de la hanche) pour les bosses et les creux de la courbe correspondent successivement à : $\sqrt{gZ}/\pi$, $\sqrt{gZ}/2\pi$, $\sqrt{gZ}/3\pi$, $\sqrt{gZ}/4\pi$, etc.

Z étant la distance entre la crête de la vague d'étrave et le creux de la vague de hanche, normalement inférieur à la longueur de flottaison $\mathbf{L_{fl}}$.

Pour une forme mieux profilée que la précédente, constituée de deux parties convexes raccordées par une partie rectiligne très courte (FIGURE 5-5), nous retrouvons les cinq composantes précédentes mais nous constatons que le système de vagues commençant par un creux au niveau des épaules n'est plus lié à un point fixe et commence en réalité vers l'étrave avec une amplitude plus faible pour se confondre rapidement avec la vague d'étrave. L'amplitude du système débutant par un creux aux hanches s'est également réduite.

En fait, dans la réalité, deux, quelquefois trois, systèmes seulement sont réellement visibles : la vague formée à l'étrave, la vague formée à l'arrière et, lorsque le changement de courbure est particulièrement brutal, une vague peut apparaître sous la hanche.

Il n'en reste pas moins que l'on retrouve dans les attitudes que prend le bateau les degrés de vitesse correspondant aux interférences caractéristiques des différents systèmes de vagues tout au moins pour un bateau relativement lourd (FIGURE 5-6). Nous verrons à propos du planing qu'il peut en être différemment avec un bateau léger.

On constate par ailleurs que la courbe de résistance est légèrement plus élevée que la courbe théorique et surtout que les bosses et les creux sont beaucoup plus amortis et parfois légèrement décalés (FIGURE 5-7). Il y a à cela plusieurs

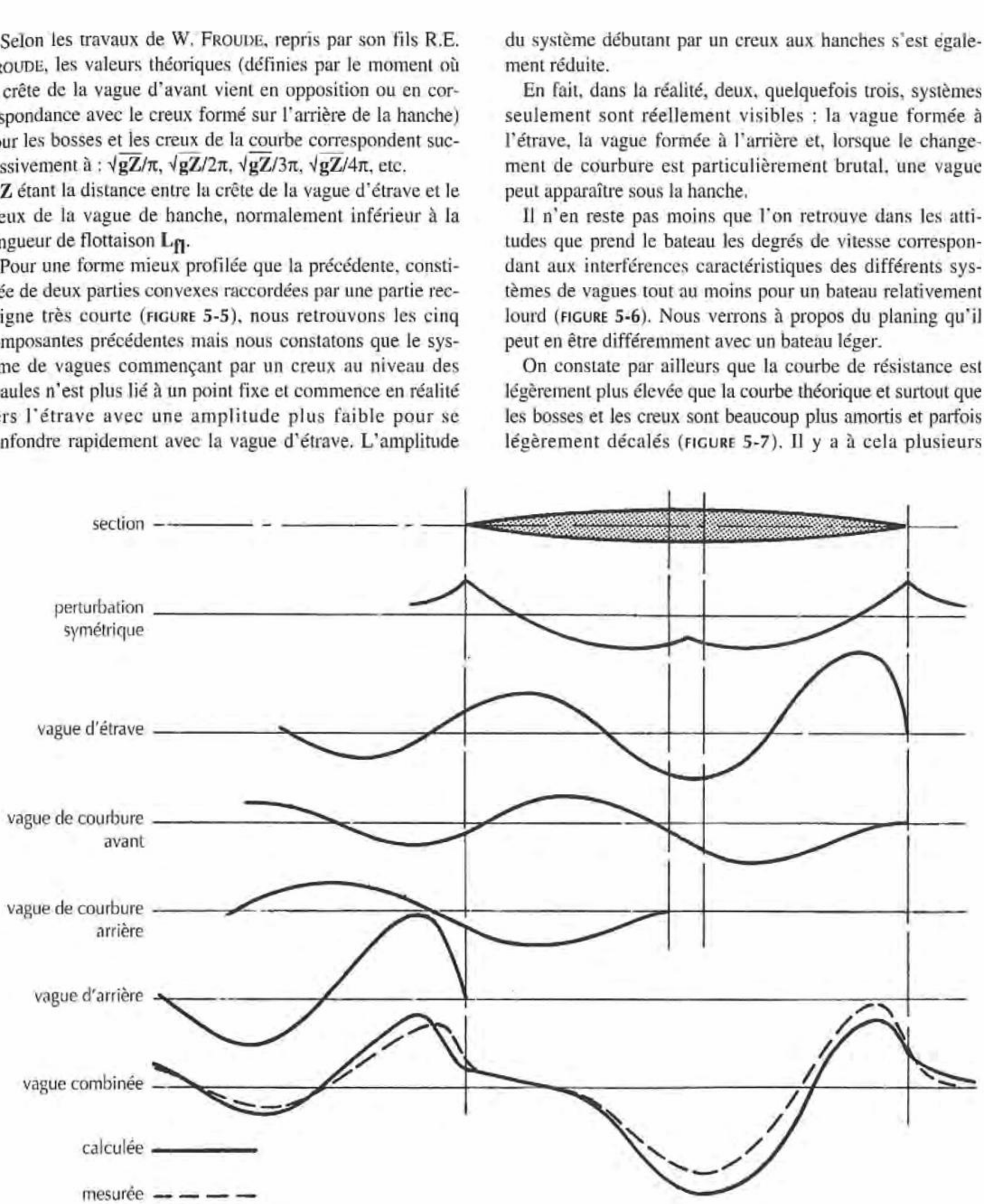


Fig. 5-5 • Décomposition des différents systèmes de vagues calculée par WIGLEY pour un corps comportant deux extrémités convexes reliées par une très courte partie parallèle.

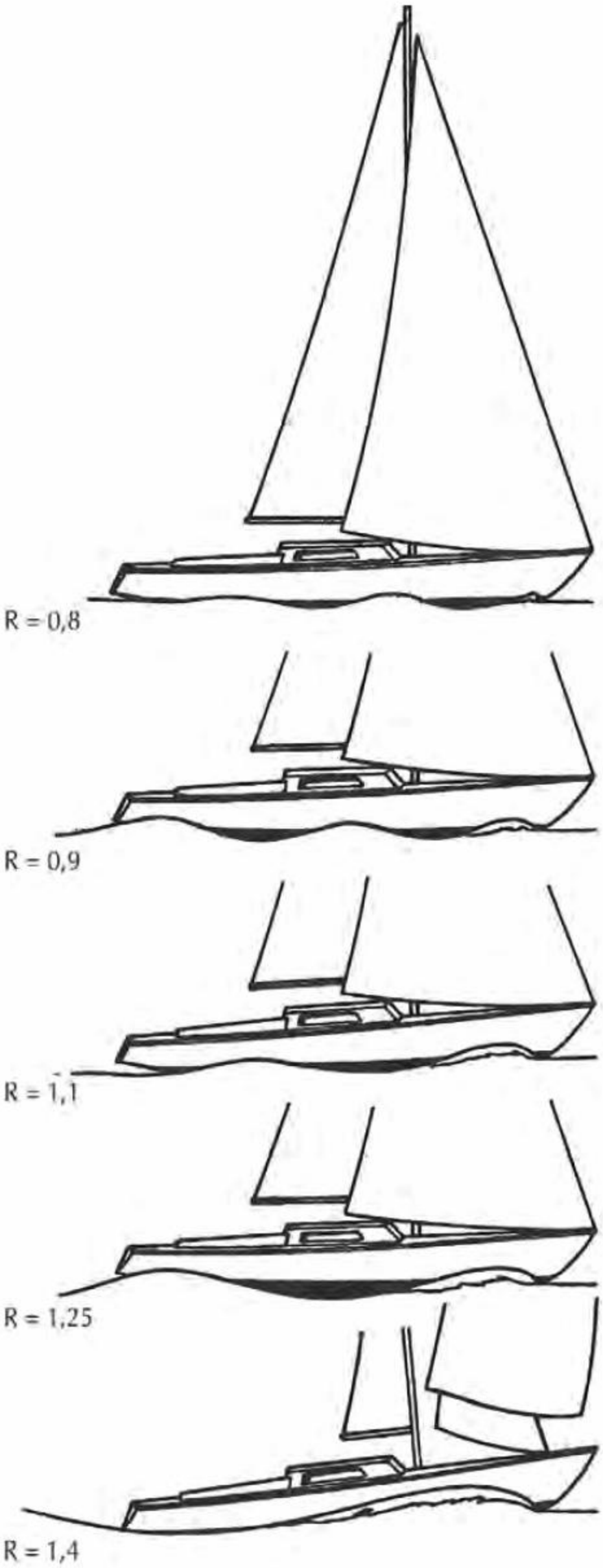


Fig. 5-6 • Composition des vagues transversales de l'avant et de l'arrière selon l'accroissement du degré de vitesse. Lorsque l'on dépasse **R** = 1,1, le premier creux du système transversal de l'avant vient progressivement se superposer au creux du système de l'arrière. Le premier creux observé s'accroît en reculant, le bateau s'enfonce progressivement et se cabre. C'est la zone de déjaugeage.

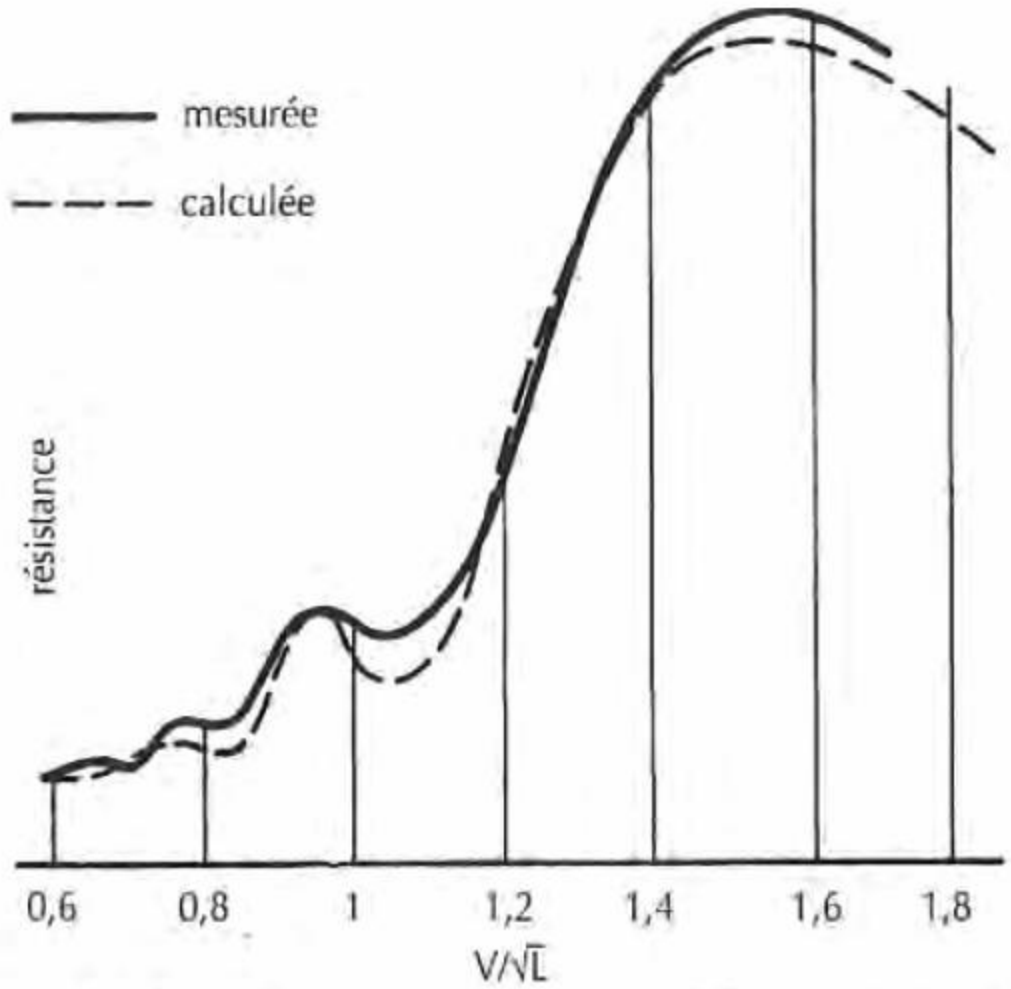


Fig. 5-7 • Les inflexions de la courbe de résistance mesurée sont moins sensibles que pour la courbe calculée en raison de différentes influences secondaires dont il n'est pas tenu compte dans le calcul.

raisons liées aux simplifications nécessaires au travail mathématique, à la stabilité des écoulements, à l'influence de la viscosité dans la formation des vagues, à l'effet des vagues sur la valeur réelle de la surface mouillée choisie pour le calcul de la résistance de frottement, au changement d'assiette du bateau, sans parler des imprécisions de ce calcul.

Si beaucoup de chercheurs se sont penchés sur le problème du calcul mathématique de la résistance des vagues, REECH, FROUDE père et fils, RANKINE, MICHELL, WIGLEY, HAVELOCK, WEINBLUM, GUILLOTON, plus récemment le Japonais INUI (qui a le plus étudié l'influence des « bulbs »), et ont apporté des solutions qui peuvent s'appliquer aux formes relativement standard et définies des navires de commerce ou de guerre, on est encore loin de pouvoir calculer la résistance de vagues d'une carène de voilier.

On peut cependant isoler certains paramètres influant, au moins qualitativement, sur la résistance de la carène proprement dite, bien que l'ensemble des formes de celle-ci et de la partie des œuvres mortes située immédiatement au-dessus de la flottaison aient également leur importance.

b ▪ Facteurs influant sur la résistance de forme et de vagues

Ceux-ci sont essentiellement : le rapport longueur/déplacement, la forme de la *maîtresse section* et du *plan de flottaison*, la forme de la *courbe des aires* et le *coefficient prismatique*.

• **Le rapport longueur/déplacement**. Si l'on se limite strictement au problème de la résistance des vagues, il ne fait aucun doute que celle-ci sera d'autant plus faible que le déplacement sera léger, ceci résulte directement de la loi de FROUDE. Le choix du déplacement par rapport à la longueur dépendra donc d'autres facteurs, en particulier de la capacité de transport, de la stabilité, du comportement dans la vague. Le rapport longueur/déplacement est généralement défini par le *coefficient de finesse globale* $\mathbf{L}/\sqrt[3]{\Delta}$ mais on trouve également les coefficients $\psi = \Delta/\mathbf{L}^3$ ou $\Delta/(\mathbf{L}/100)^3$, ce dernier utilisé surtout par les Américains*. Plus le premier de ces coefficients sera élevé (et plus les deux autres seront bas) moindre sera la résistance de vagues au fur et à mesure de l'accroissement de **R**.

• **La forme de la maîtresse section** est définie par le rapport entre la largeur **B** et le tirant d'eau **T** ou *coefficient d'allongement* **B/T** et le *coefficient de remplissage* $\beta = \mathbf{B}^2/(\mathbf{B} \times \mathbf{T})$ (FIGURE 5-8), ($\mathbf{B}^2$ étant la surface de la section). On possède peu de données sur leur influence sur la résistance de vagues. Il semble cependant que l'accroissement de **B/T** conduise à une augmentation de résistance, tandis que les effets du coefficient de remplissage sur la résistance de vagues seraient compensés par ceux qu'il engendre sur la valeur de la surface mouillée et par conséquent sur la résistance de frottement. On notera cependant que, sur les voiliers modernes, le coefficient de remplissage et le coefficient d'allongement tendent à augmenter. On est passé ainsi de valeurs respectives de 0,55 et 3,2 à 0,75 et 5,2 (FIGURE 5-9) sans qu'il soit possible de discerner réellement la part due au règlement de jauge IOR de celle due à l'amélioration de la résistance à l'avancement. Il semble cependant que rien que pour leur gain sur la surface mouillée des valeurs élevées du coefficient de remplissage (0,70 environ) et du coefficient d'allongement (5 environ) soient intéressantes.

* On obtiendra les valeurs en mètres en multipliant les valeurs en pieds par 35,3146.

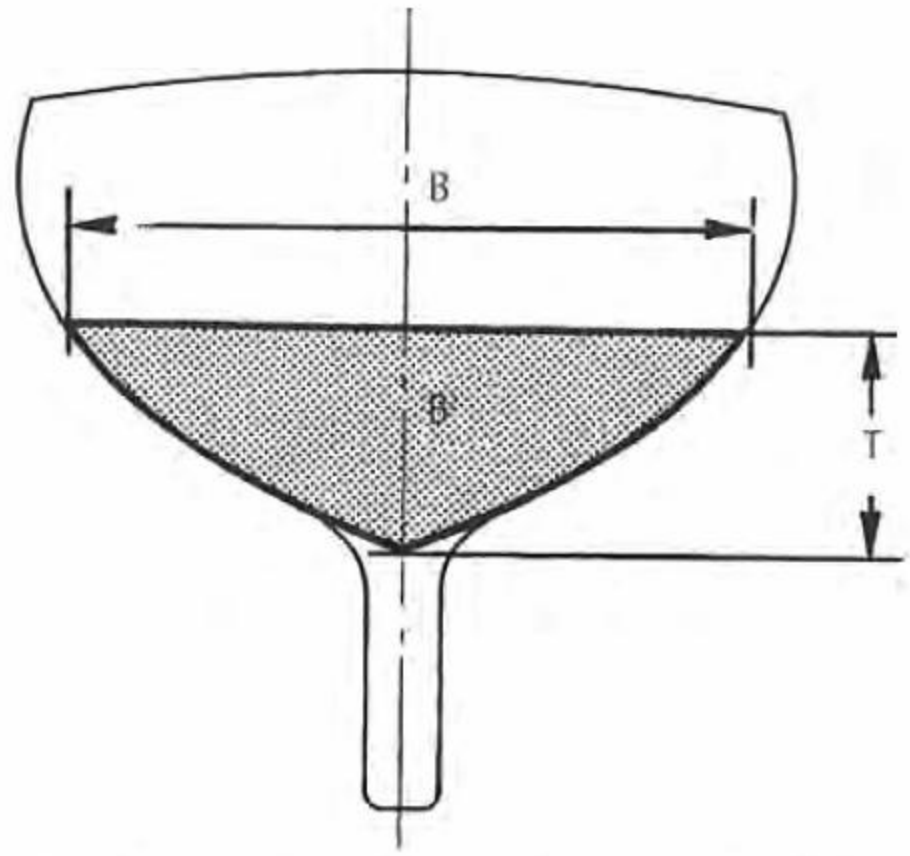


Fig. 5-8 • Éléments caractéristiques de la maîtresse section. **B** = largeur, **T** = tirant d'eau, $\mathbf{B}^2$ = surface de la section maxi.

Ceci est confirmé par une étude faite au Davidson Laboratory sur quatre formes dérivées d'une coque mère, dont le bau à la flottaison et le tirant d'eau des sections étaient modifiés dans les rapports 4/5 et 5/4 (**1**) donnant des coefficients d'allongement de 3,27 et 5,1. Aux vitesses élevées (R > 1,2) les sections plus creuses ont une résistance spécifique légèrement plus élevée aussi bien en position droite que gîtée. Ceci est confirmé également par une étude de Pierre de SAIX (**2**).

D'autres essais plus récents (**3**) ont été menés à Delft en collaboration avec le Massachusetts Institute of Technology dans le cadre du projet de H. Irving PRATT pour une nouvelle jauge de course au large. Ils ont porté sur neuf variations de forme autour d'un modèle de base de 10 m de flottaison, le Standfast 43 de F. MAAS. Les modèles **1** à **7** ont pratiquement la même position du centre de carène et le même coefficient prismatique (CHAPITRE V-3-D).

Le modèle **2** est plus étroit et plus profond et le **3** plus large et moins profond. Les **4** et **5** ont même rapport **B/T**

TABLEAU 5/I
PRINCIPALES CARACTÉRISTIQUES

Modèle numéro	L_{HT} m	L_{fl} m	B_{max} m	B_{fl} m	T_C m	T_E m	Δ_C m³	B^2 m²	S_{fl} m²
1	12,65	10,04	3,67	3,17	0,79	1,94	9,18	1,62	21,8
2	12,65	10,04	3,21	2,76	0,91	2,06	9,18	1,62	19,1
3	12,65	10,06	4,25	3,64	0,68	1,83	9,16	1,63	25,2
4	12,65	10,06	3,32	2,85	0,72	1,87	7,55	1,34	19,8
5	12,65	10,05	4,24	3,64	0,92	2,07	12,10	2,15	25,3
6	12,65	10,00	3,66	3,17	1,06	2,21	12,24	2,16	21,9
7	12,65	10,06	3,68	3,17	0,64	1,79	7,35	1,31	21,8
8	12,65	10,15	3,54	3,05	0,79	1,94	9,18	1,57	22,1
9	12,65	10,07	3,81	3,28	0,79	1,94	9,18	1,68	21,5

TABLEAU 5/II
COEFFICIENTS

Modèle numéro	L_{fl}/B_{fl}	B_{fl}/T_c	C_p	$L_{fl}/\Delta_c^{1/3}$	CC %
1	3,17	3,99	0,568	4,78	— 2,29
2	3,64	3,04	0,569	4,78	— 2,29
3	2,76	5,35	0,565	4,78	— 2,31
4	3,53	3,95	0,564	5,10	— 2,32
5	2,76	3,96	0,574	4,36	— 2,44
6	3,15	2,98	0,568	4,34	— 2,38
7	3,17	4,95	0,562	5,14	— 2,31
8	3,32	3,84	0,585	4,78	— 2,37
9	3,07	4,13	0,546	4,78	— 2,19

mais le déplacement du **4** est plus faible tandis que celui du **5** est plus fort.

Les **6** et **7** ont même rapport $\mathbf{L_{fl}/B_{fl}}$ mais le **6** est plus lourd, donc possède un creux plus fort alors que le **7** est plus léger avec un creux plus faible. Le **8** a un coefficient prismatique plus élevé et des extrémités plus pleines, tandis que le **9** a un coefficient prismatique plus bas avec des extrémités plus fines (FIGURE **5-10**). Tous étaient munis du même aileron et du même safran.

Les TABLEAUX **5/I** ET **5/II** donnent les caractéristiques et les variations des coefficients de ces divers modèles réalisés à l'échelle 1/6,25.

Les modèles **4**, **5**, **6** et **7** montrent l'importance du rapport longueur/déplacement au regard de la résistance ; dans tous les cas la résistance à l'avancement sans gîte ni dérive est plus élevée pour le bateau plus lourd et inférieure au modèle de base pour le bateau allégé, pour des rapports $\mathbf{B_{fl}/T_c}$ et $\mathbf{L_{fl}/B_{fl}}$ constants.

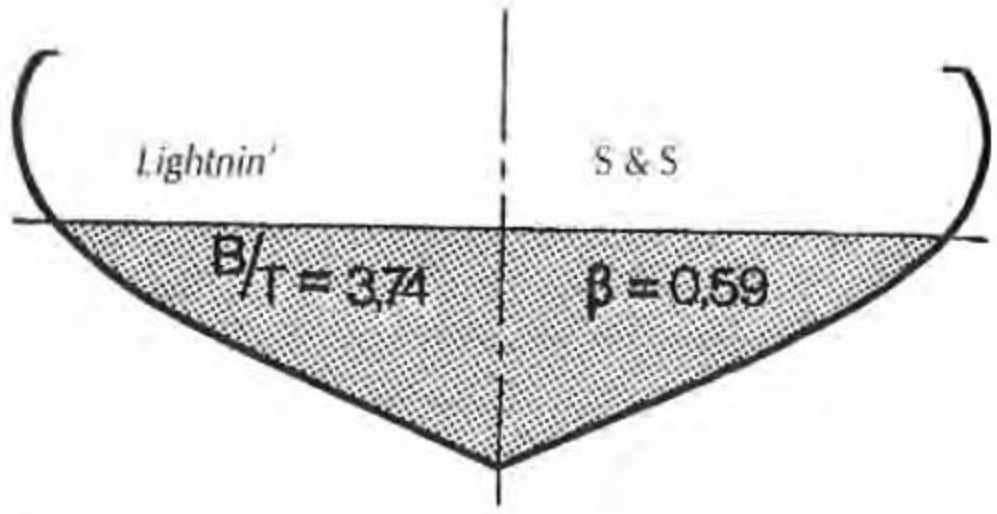
Les modèles **2** et **3** montrent le peu d'influence du rapport $\mathbf{B_{fl}/T_c}$ avec cependant un très léger avantage pour le bateau plus large et moins creux dans les vitesses correspondant à $R > 0,9$.

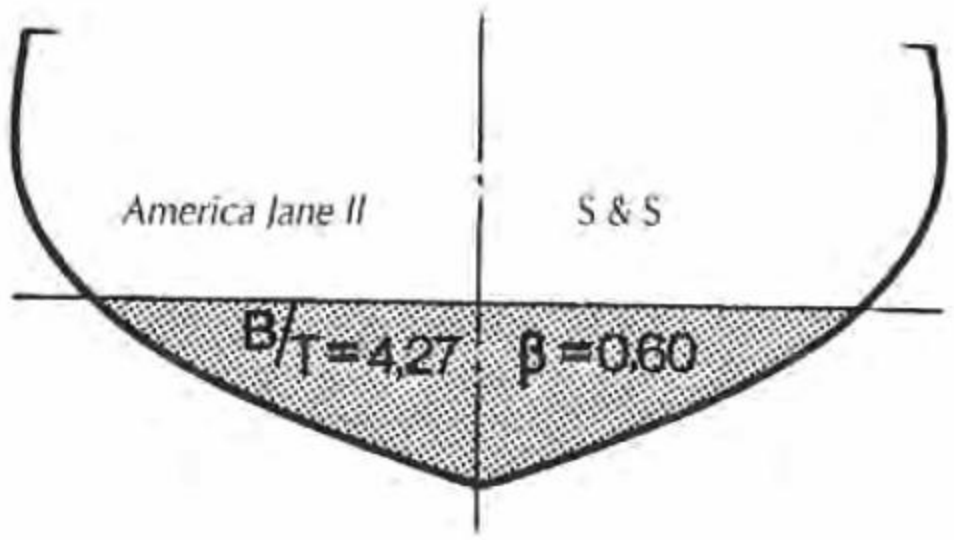
En fait les sections plus larges augmentent la résistance due aux vagues divergentes alors que les sections plus creuses augmentent la résistance due aux vagues transversales, laquelle s'accroît plus rapidement avec la vitesse.

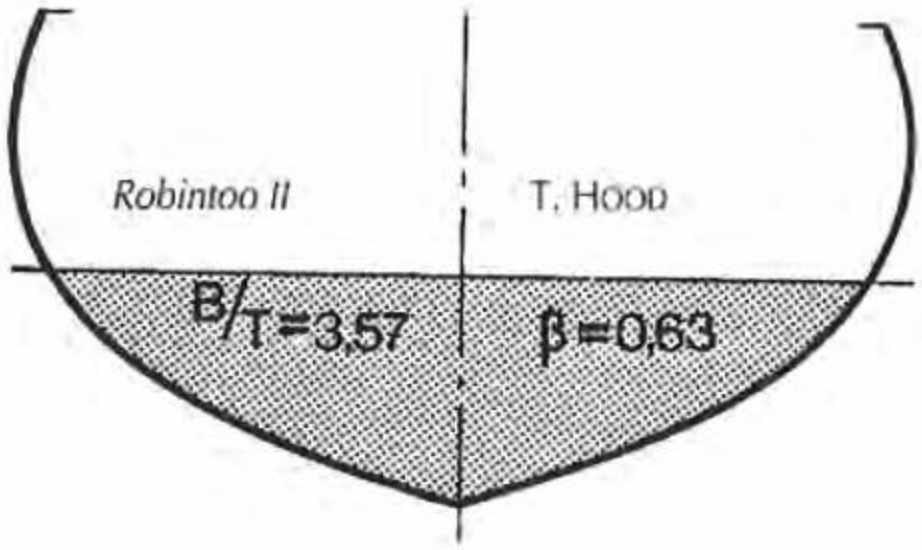
Les valeurs élevées de $\mathbf{B_{fl}/T_c}$ restent la caractéristique des bateaux de déplacement léger pour lesquels il est indispensable, pour bénéficier d'une stabilité suffisante, de maintenir un $\mathbf{B_{fl}}$ important. Normalement ß diminue avec l'accroissement de **R**.

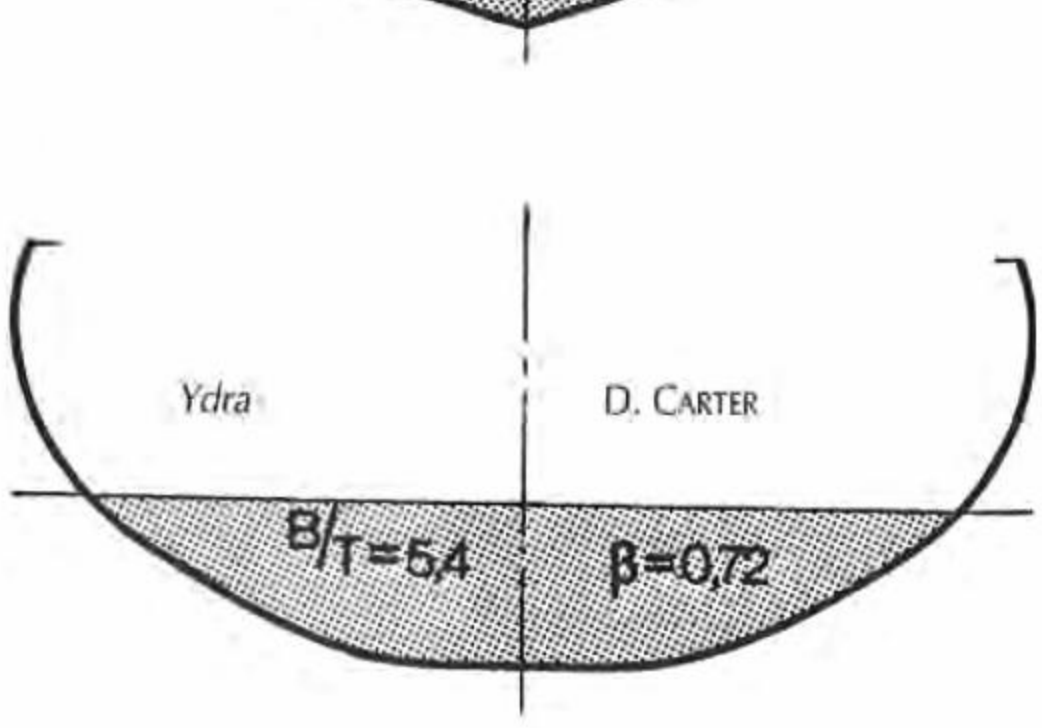
• **La forme du plan de flottaison** est également caractérisée par deux coefficients d'allongement $\mathbf{L_{fl}/B_{fl}}$ et de remplissage $\alpha = \mathbf{S_{fl}/(B_{fl} \times L_{fl})}$. Mais il faut de plus considérer les angles d'entrée et de sortie (FIGURE **5-11**).

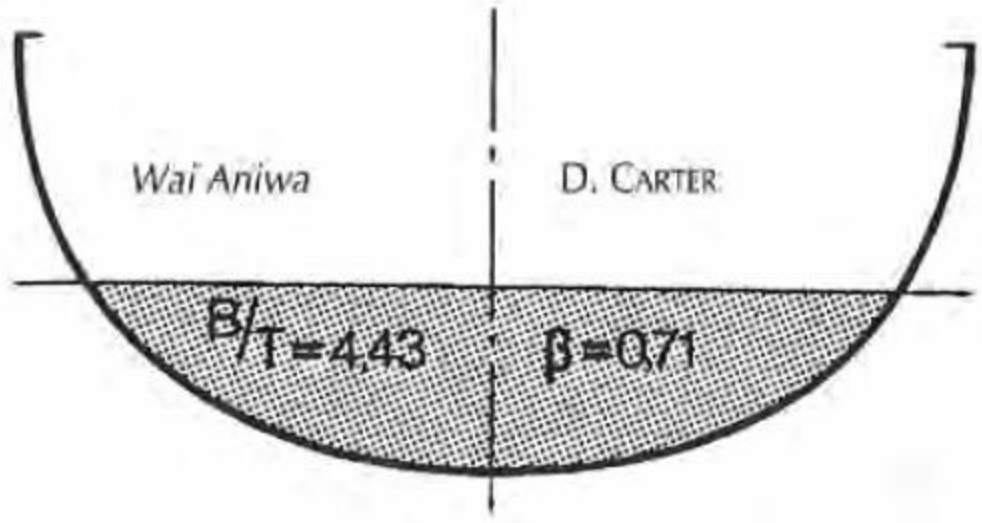
Le premier coefficient est très lié à la maîtresse section qui est l'élément déterminant de la valeur de $\mathbf{B_{fl}}$.

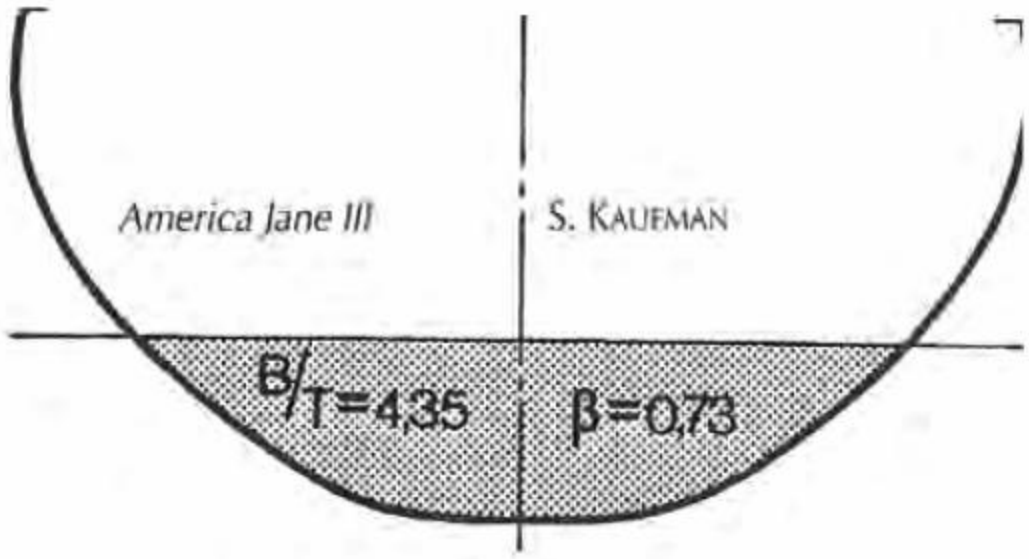


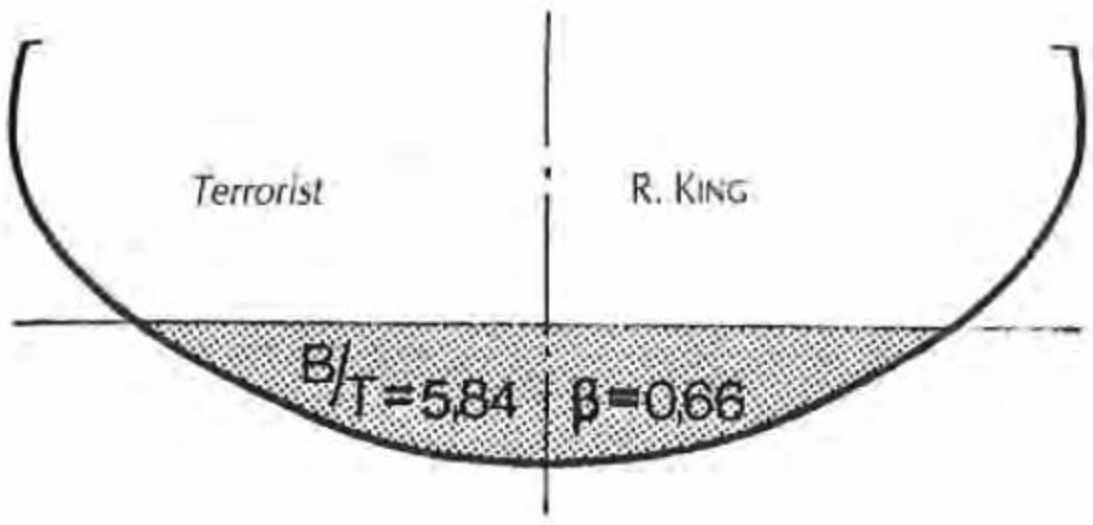


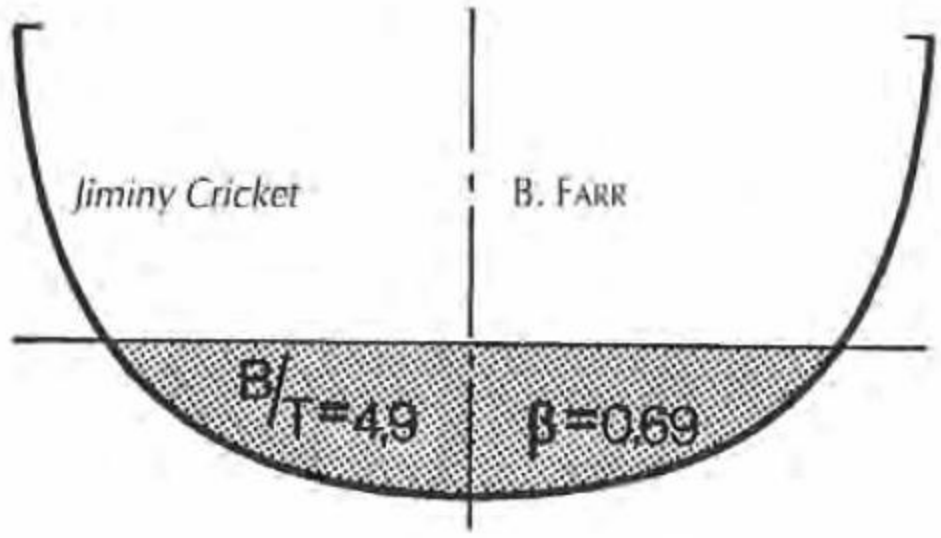


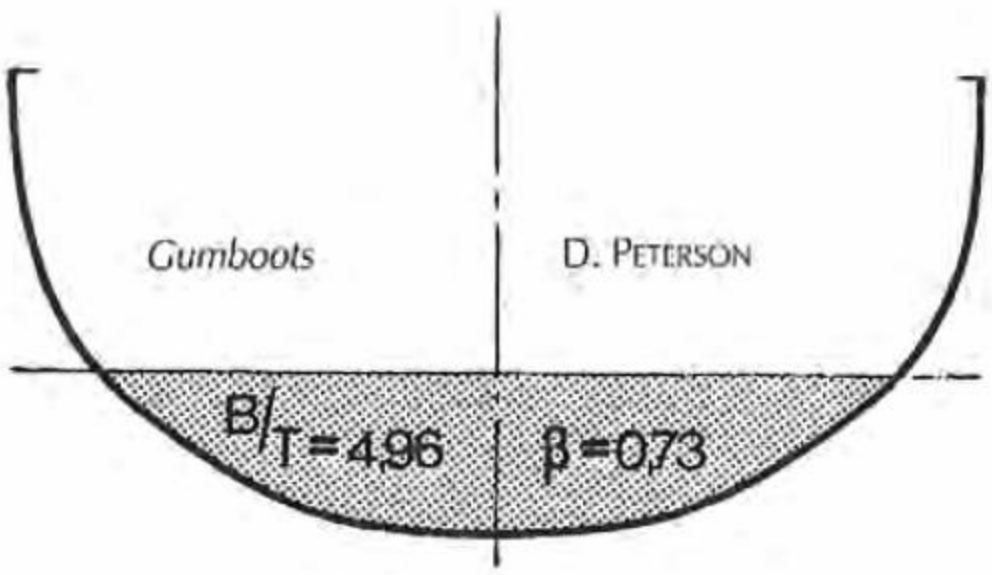












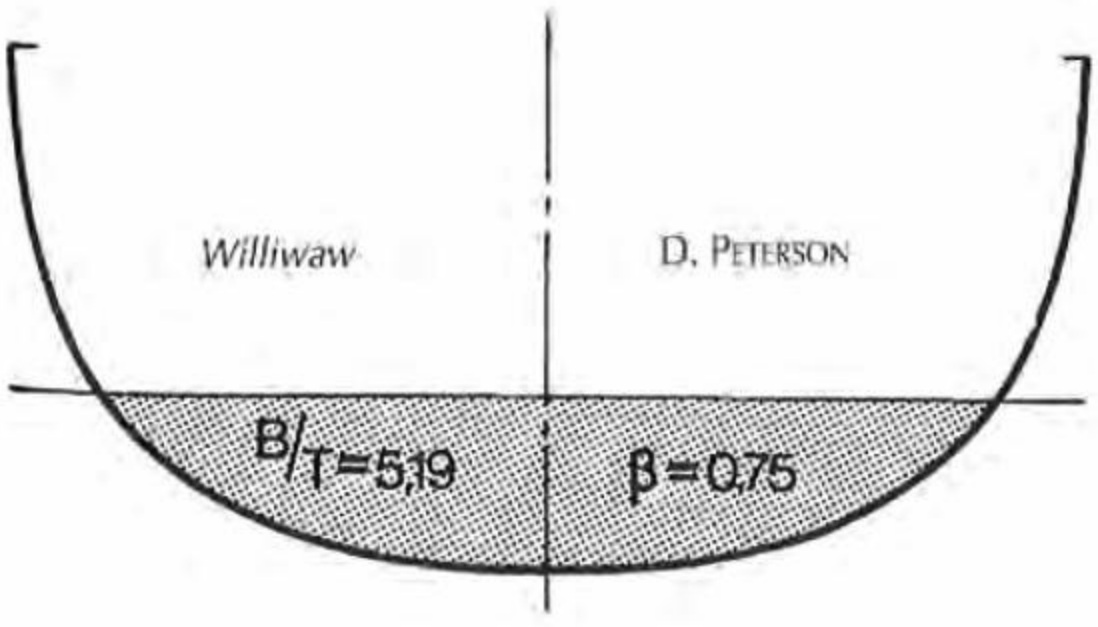


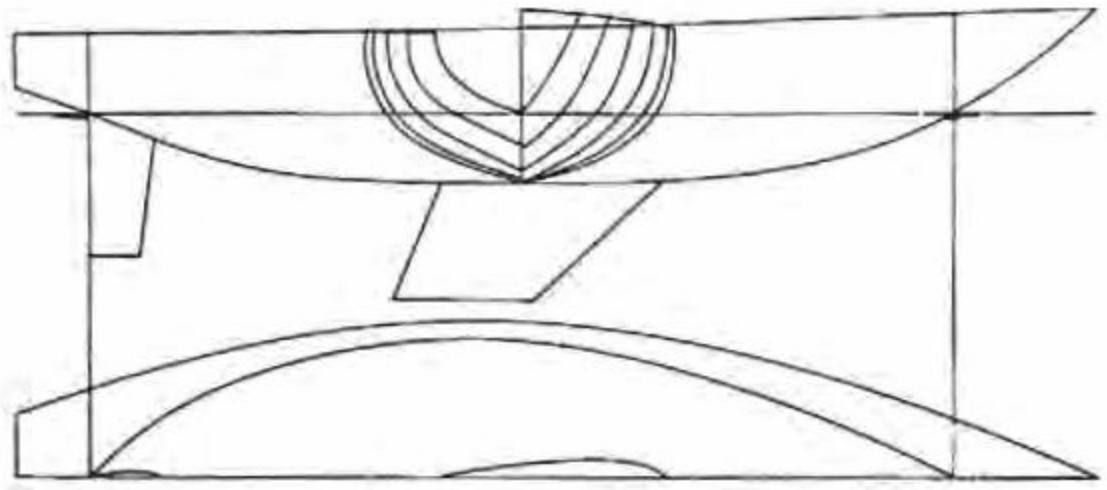
Fig. 5-9 • Quelques exemples de sections milieu prises sur des one tonners.

Le coefficient de remplissage est lié, quant à lui, au coefficient prismatique qui, nous le verrons, gouverne le volume des extrémités, et à la stabilité longitudinale et à l'influence que celle-ci possède sur les mouvements dans les vagues.

Les angles d'entrée et de sortie sont liés pour leur part au degré de vitesse. Plus celui-ci est bas, plus les angles sont réduits sauf aux très faibles valeurs de **R**.

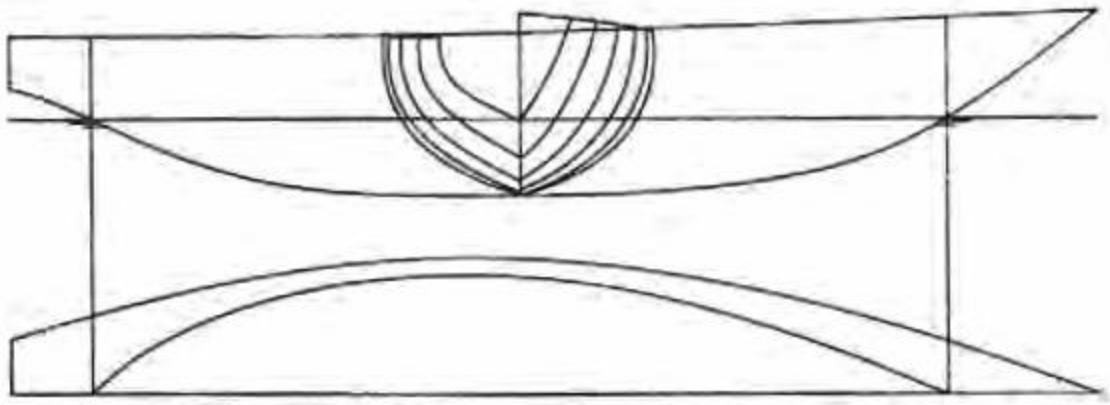
A des degrés de vitesse inférieurs à 0,5, l'angle d'entrée peut être extrêmement ouvert conduisant alors à des formes d'avant très pleines comme on en rencontre encore sur les péniches ou sur des coques traditionnelles comme les bojers et autres voiliers hollandais. A ces vitesses c'est la traînée de séparation à l'arrière qui constitue la part prédominante de la résistance et qui requiert des formes tendues et une évolution des lignes d'eau aussi douce que possible (FIGURE **5-12**). Il ne faut pas chercher ailleurs la raison du succès de la forme *« en tête de morue et queue de maquereau »*, à une époque où la vitesse des vaisseaux était de toute façon limitée (FIGURE **5-13**).

Lorsqu'on atteint des degrés de vitesse de l'ordre de 1, la part de la résistance de vagues s'accroît très rapidement et justifie d'utiliser un angle d'entrée le plus faible possible conduisant à des lignes d'eau concaves (FIGURE **5-14**). Mais cette concavité si elle est trop accentuée engendre un

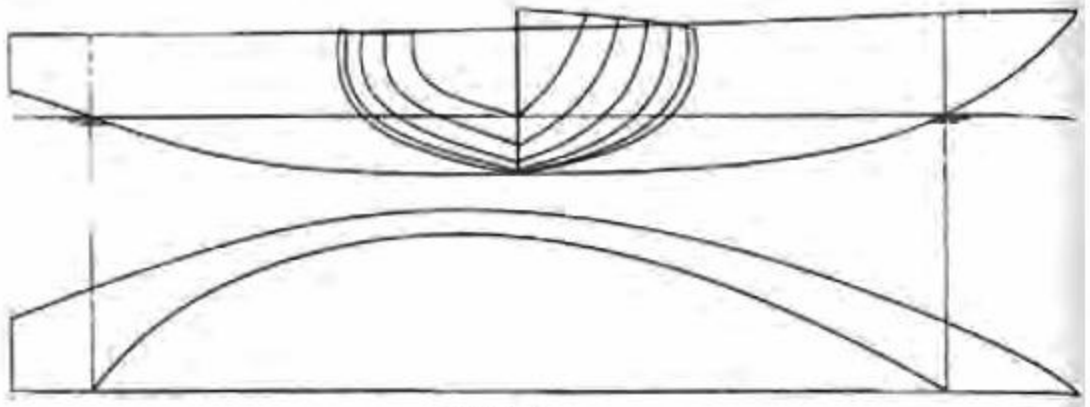


modèle de base

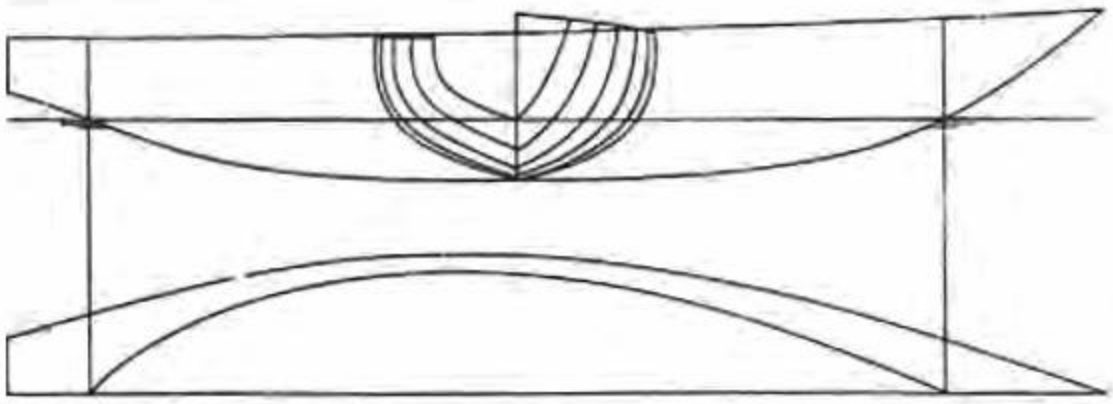
Fig. 5-10 • Les neufs formes dérivées du *Standfast 43* étudiées au bassin de Delft.



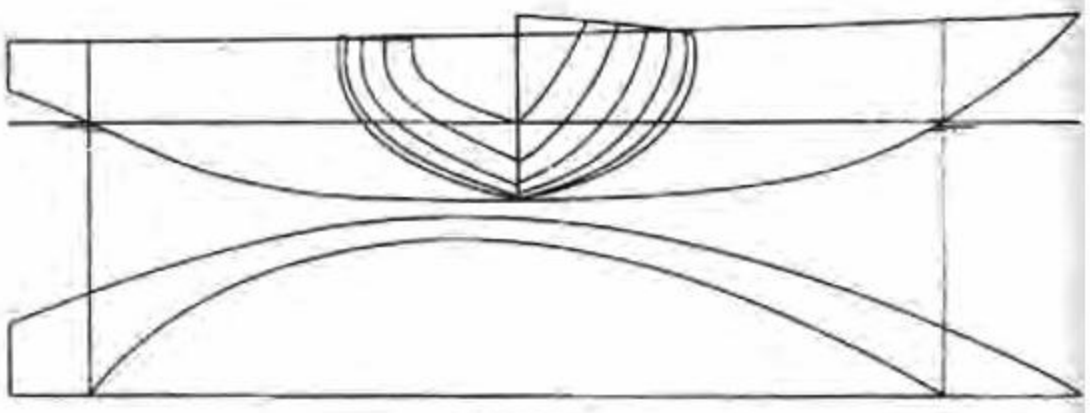
NR. 2



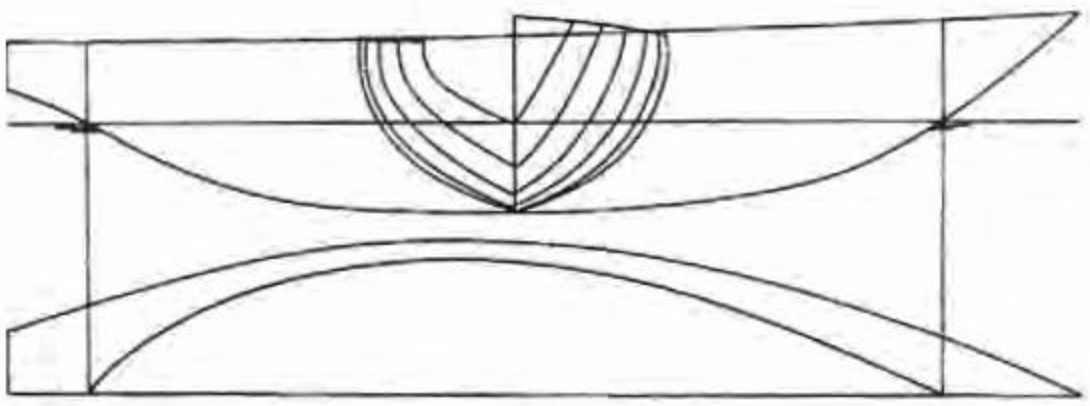
NR. 3



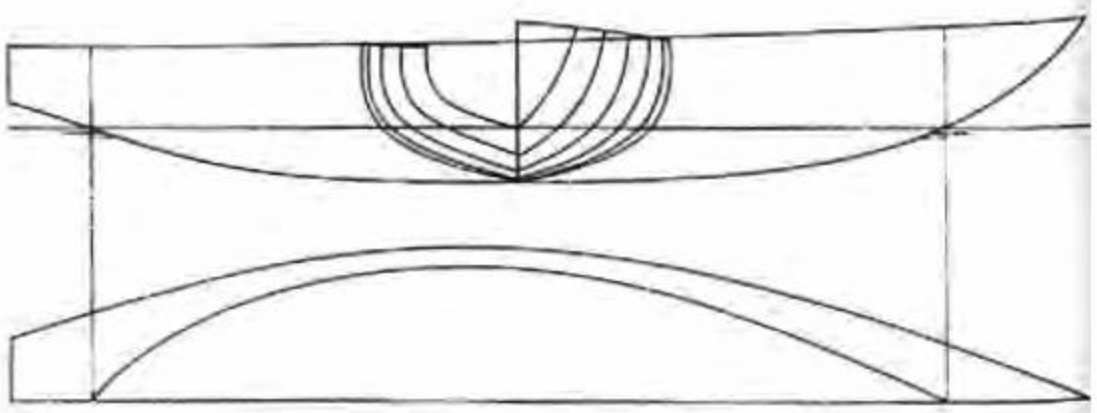
NR. 4



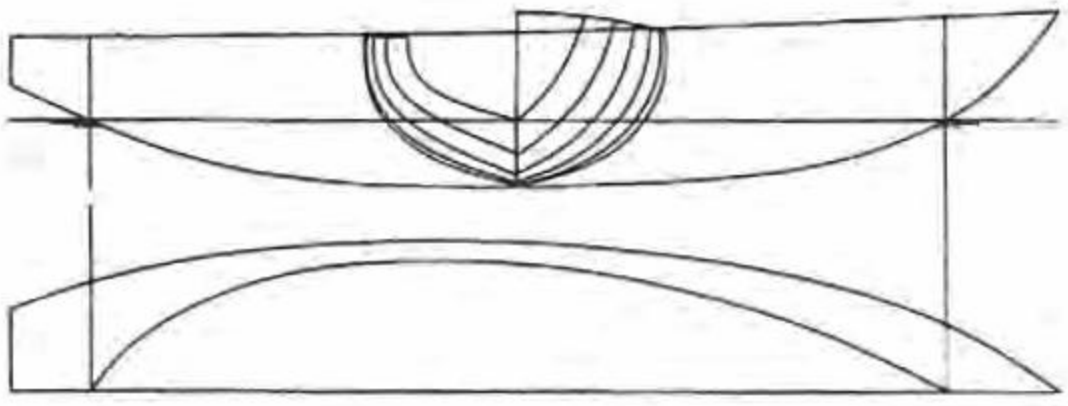
NR. 5



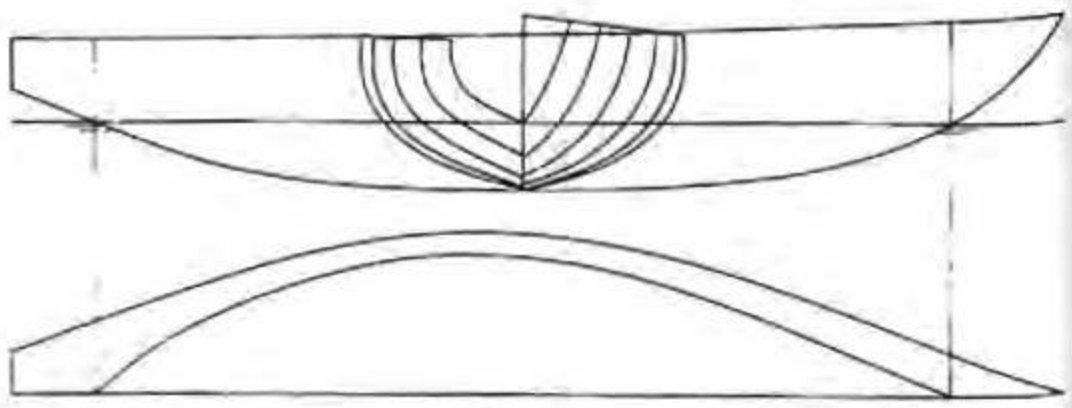
NR. 6



NR. 7



NR. 8



NR. 9

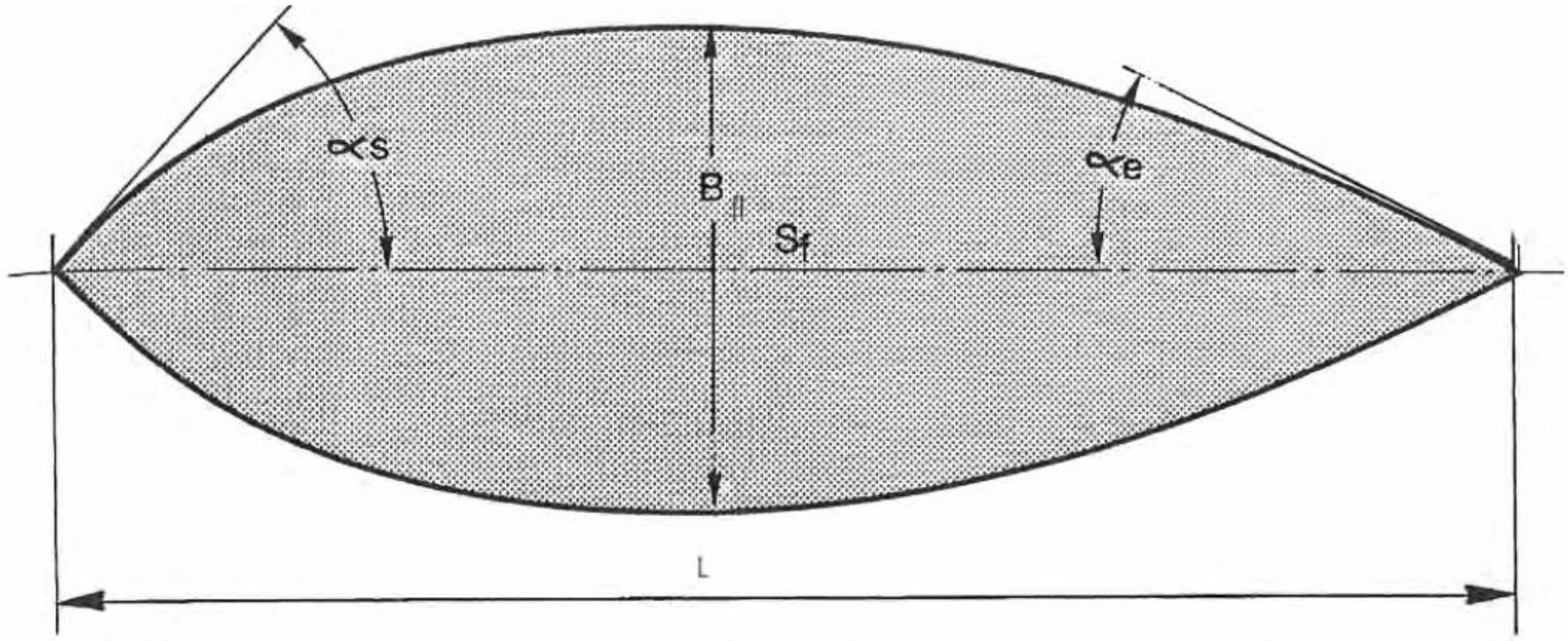


Fig. 5-11 • Eléments caractéristiques du plan de flottaison. $\mathbf{L_{fl}}$ = longueur de flottaison, $\mathbf{B_{fl}}$ = largeur, $\mathbf{S_f}$ = surface, $\alpha_{\mathbf{e}}$ = angle d'entrée, $\alpha_{\mathbf{s}}$ = angle de sortie.

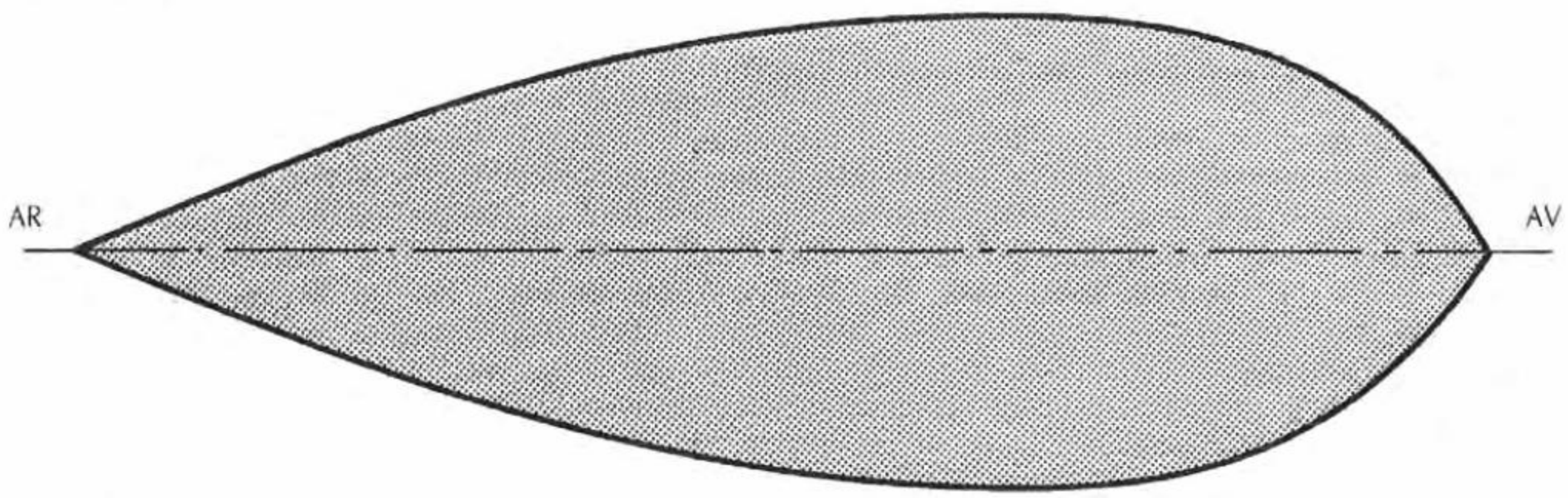


Fig. 5-12 • Forme du plan de flottaison pour un degré de vitesse inférieur à 0,5.

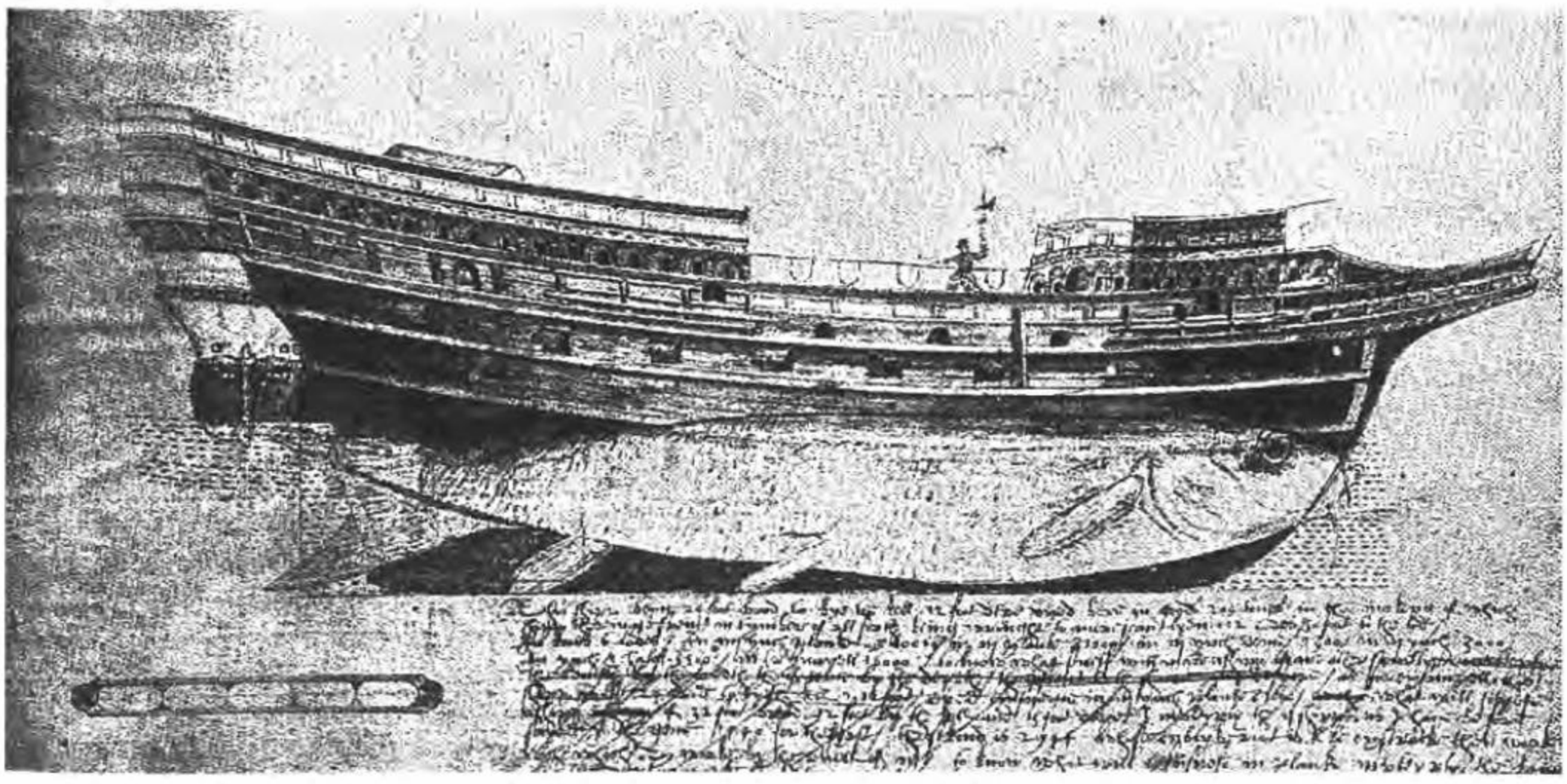


Fig. 5-13 • Illustration de la théorie de la "tête de morue et queue de maquereau" d'après *"Fragments of ancient English Shipwreightry"* vers 1586.

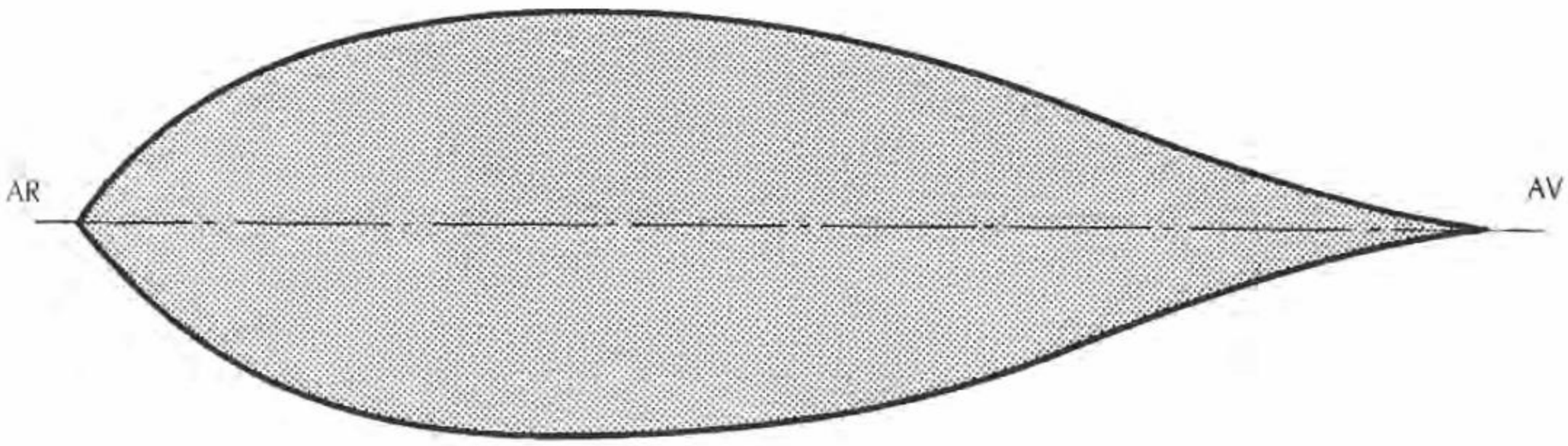


Fig. 5-14 • Forme du plan de flottaison pour un degré de vitesse voisin de 1.

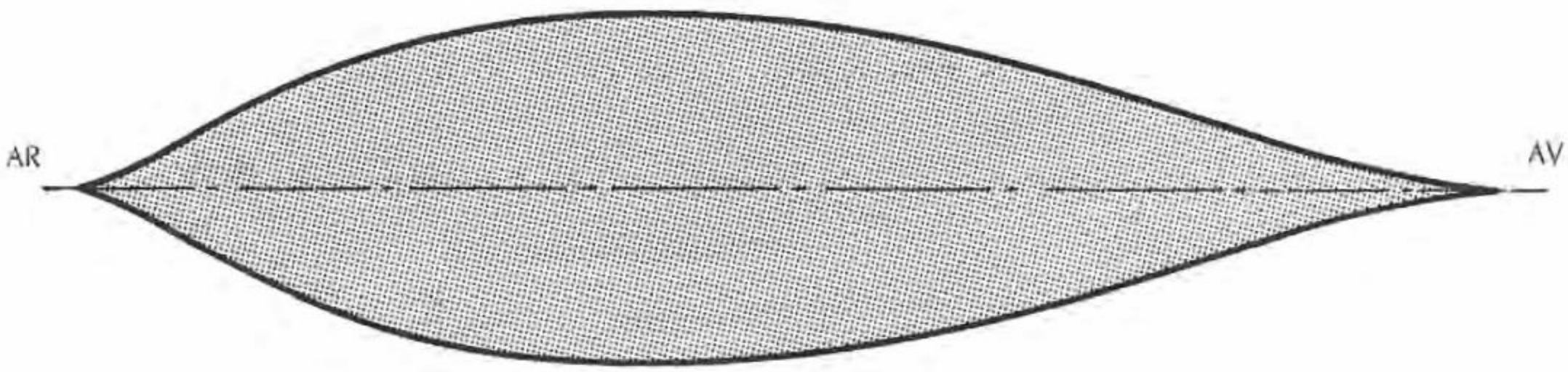


Fig. 5-15 • Plan de flottaison de la goélette *America*.

accroissement de la courbure au niveau des épaules et du système de vagues qui s'y développe. A l'arrière, des lignes d'eau très légèrement concaves peuvent présenter un certain avantage dès lors que l'on est sûr qu'elles ne conduisent pas à une courbure trop forte au niveau de la hanche entraînant une séparation ou, pour le moins, une augmentation de l'épaisseur de la couche limite.

C'est de ce type que dépend la forme de la flottaison de l'*America* (FIGURE **5-15**).

Ces formes découlent plus ou moins directement de la théorie énoncée par Scott RUSSEL en 1834.

D'après celui-ci les lignes d'eau, pour s'adapter aussi exactement que possible avec les vagues, devaient avoir une courbure sinusoïdale à l'avant et trochoïdale à l'arrière, le rapport entre les longueurs des deux parties étant de 0,562/0,375 (FIGURE **5-16**). En fait cette théorie qui était peut-être valable à une époque où les carènes étaient étroites et profondes avec des déplacements importants ne semble plus présenter d'intérêt aujourd'hui. Colin ARCHER l'avait d'ailleurs, dès 1877, mise en brèche en démontrant à l'aide de diverses maquettes de formes évolutives que, pour des coques de proportions plus normales, ce n'était pas les lignes d'eau elles-mêmes qui devaient avoir une courbure en forme de vague, mais la progression des surfaces des sections, c'est-à-dire la *courbe des aires*.

Aujourd'hui, compte tenu du rapport élevé entre la largeur et la longueur de flottaison et de l'élévation des coefficients prismatiques, les entrées de lignes d'eau concaves qui de toute façon n'ont plus d'intérêt au-dessus de **R** = 1 sont abandonnées pratiquement sur tous les voiliers car elles conduisent à un angle beaucoup trop ouvert au niveau des épaules, sauf dans certains cas, pour des raisons de mesure de jauge. De même à l'arrière, la courbe est régulièrement convexe et sa forme est dictée essentiellement par

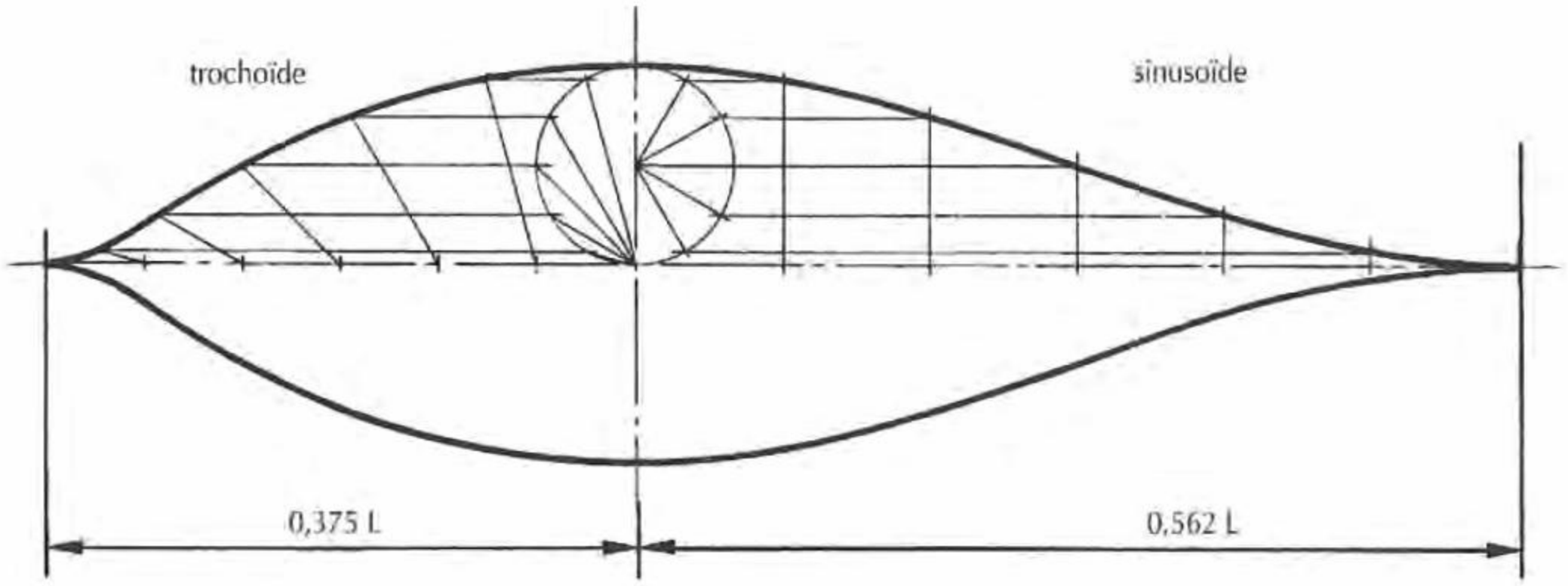


Fig. 5-16 • Forme du plan de flottaison selon Scott RUSSELL, l'avant est une sinusoïde et l'arrière une trochoïde dont les longueurs sont dans le rapport 0,562/0,375.

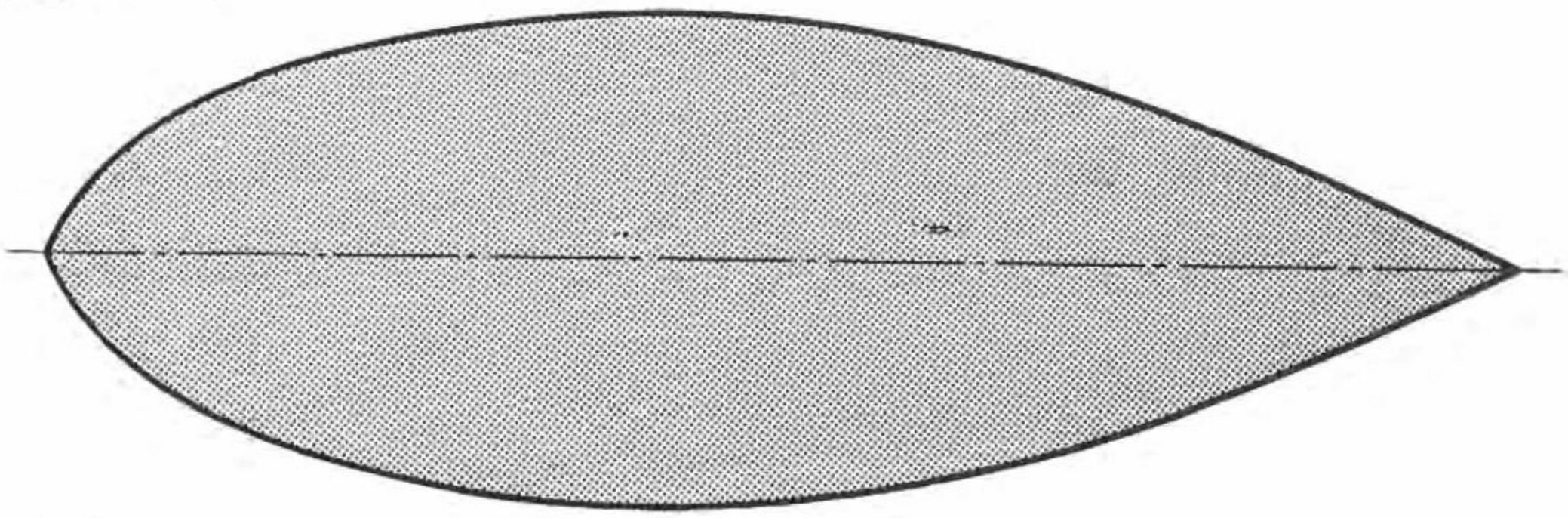


Fig. 5-17 • Plan de flottaison d'un voilier d'un voilier moderne (*Sagitta 35*).

l'évolution des sections, toujours relativement pleines et ouvertes pour obtenir une portance favorable (FIGURE **5-17**).

• **La courbe des aires** comporte cependant les facteurs qui restent les plus déterminants : encore faut-il définir ce qu'est la courbe des aires. Sur un axe longitudinal divisé selon l'espacement des sections du plan des formes, on dresse au niveau de chacune de celles-ci une ordonnée de valeur proportionnelle à sa surface. Par exemple si la section 5 du plan des formes a une section de 33 mm², on porte une ordonnée de 33 mm (ou une autre valeur proportionnelle). La courbe joignant les sommets de toutes les ordonnées est la courbe des aires des sections, et la surface comprise à l'intérieur de cette courbe et limitée par l'axe de base est proportionnelle (selon l'échelle des longueurs et des ordonnées) au volume de la carène (FIGURE **5-18**).

La courbe des aires représente donc l'évolution, d'une extrémité à l'autre de la flottaison, de la surface des sections. Inutile de dire que cette courbe doit être parfaitement régulière et que l'évolution des pressions qui se développent sur la longueur de la carène lors de son déplacement est liée à sa forme.

Colin ARCHER avait déduit de ses expériences que la forme de la courbe des aires devait suivre celle d'une sinusoïde dans sa partie avant et d'une trochoïde à l'arrière, mais il ne semble pas qu'il ait défini une proportion précise entre les longueurs respectives de ces deux parties, ni d'ailleurs qu'il ait toujours bien respecté lui-même sa propre thèse (FIGURE **5-19**).

Il faut noter que le coefficient de remplissage de la surface comprise dans la sinusoïde est de 0,5, celui de la trochoïde étant variable selon le rapport entre le diamètre du cercle de base et la longueur mais toujours supérieur à 0,5.

Aujourd'hui il semble que l'on n'attache plus autant d'importance à la forme même de la courbe des aires, se

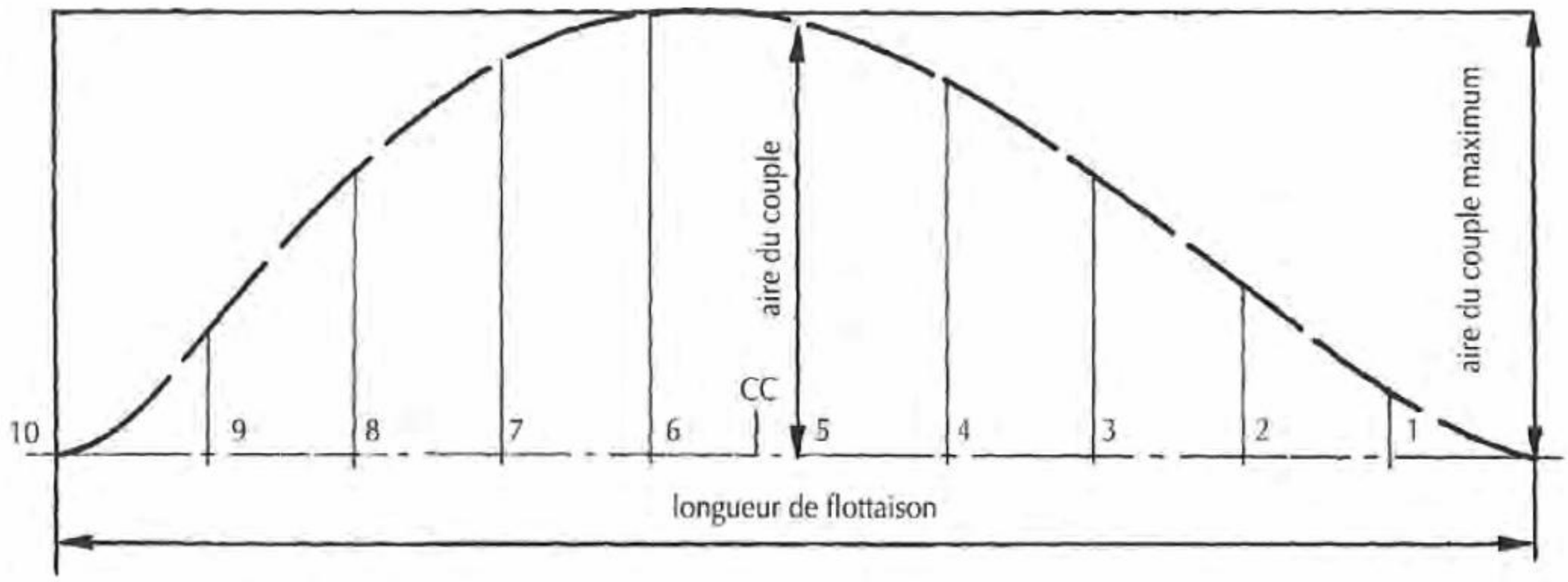


Fig. 5-18 • Tracé de la courbe des aires. La surface comprise à l'intérieur de la courbe représente le volume de la carène et le rapport entre cette surface et le rectangle circonscrit est le coefficient prismatique φ. La position longitudinale du centre de carène **CC** correspond à celle du centre de gravité.

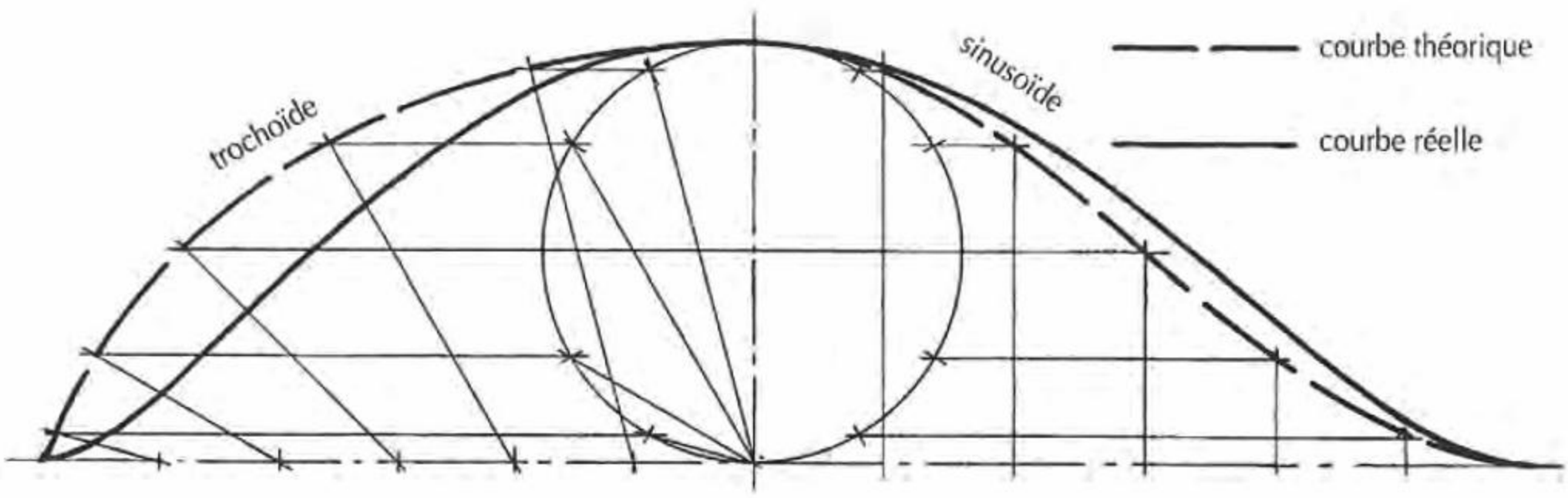


Fig. 5-19 • Forme de la courbe des aires selon la théorie de Colin ARCHER. La différence avec la courbe réelle d'un de ses bateaux, le *RS 22*, est assez sensible.

contentant de la définir simplement par deux de ses caractéristiques, le *coefficient prismatique* et la position de la section maximum ou du centre de gravité de la surface. Ces deux éléments sont certes déterminants et nous y reviendrons, mais il n'en reste pas moins que c'est principalement de la forme de la courbe des aires que découle la variation des pressions autour de la carène.

D'après des études personnelles, des résultats intéressants doivent pouvoir être obtenus en exploitant le domaine des courbes statistiques comme celles de GAUSS (FIGURE **5-20**). Quelle que soit la forme choisie il est évident que le point de formation des vagues d'épaule et de hanche est lié à la position du point d'inflexion de la courbe à l'avant et à l'arrière. Par conséquent, plus les parties concaves de la courbe seront courtes, plus la distance entre ces vagues sera grande et plus la longueur maximale des vagues transversales et la vitesse pourront être élevées.

• **Le coefficient prismatique** représente le rapport entre le volume de la carène et celui d'un cylindre ayant même longueur et même section maximum que celle-ci (FIGURE **5-21**). Il se représente graphiquement par le rapport entre la surface de la courbe des aires et le rectangle circonscrit. Sa valeur $\varphi = \Delta/\mathbf{L_f} \times \mathbf{B^2}$, $\mathbf{B^2}$ étant la surface du maître couple ou de la section maximum. Elle est liée au degré de vitesse

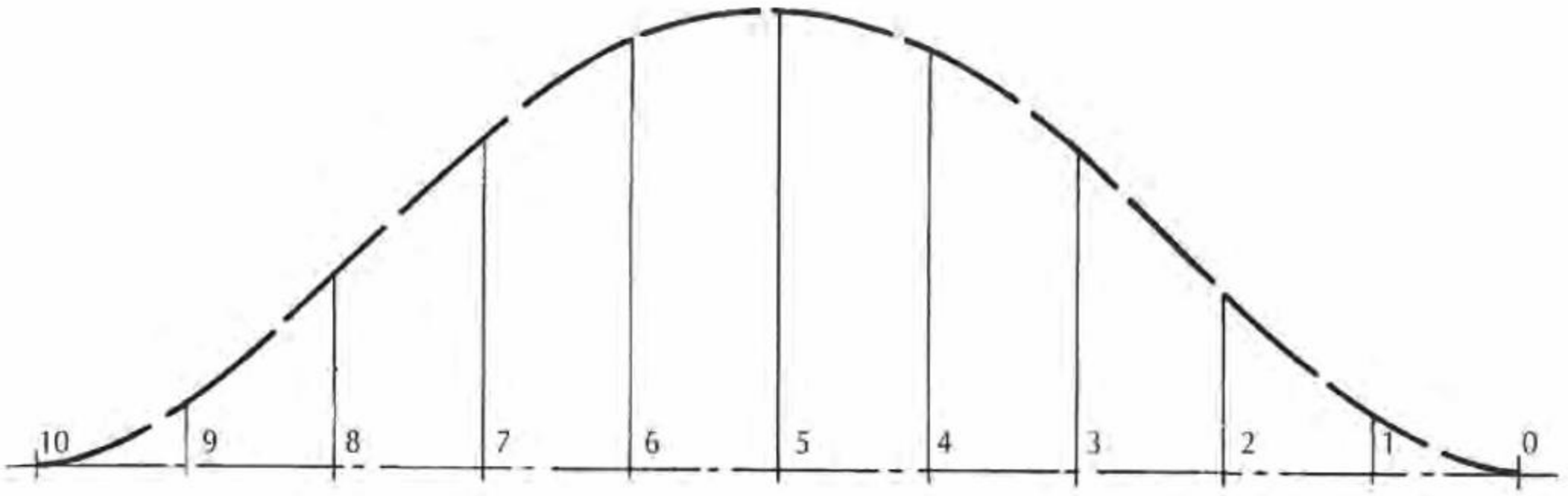


Fig. 5-20 • Forme de courbe de GAUSS appliquée à une courbe des aires.

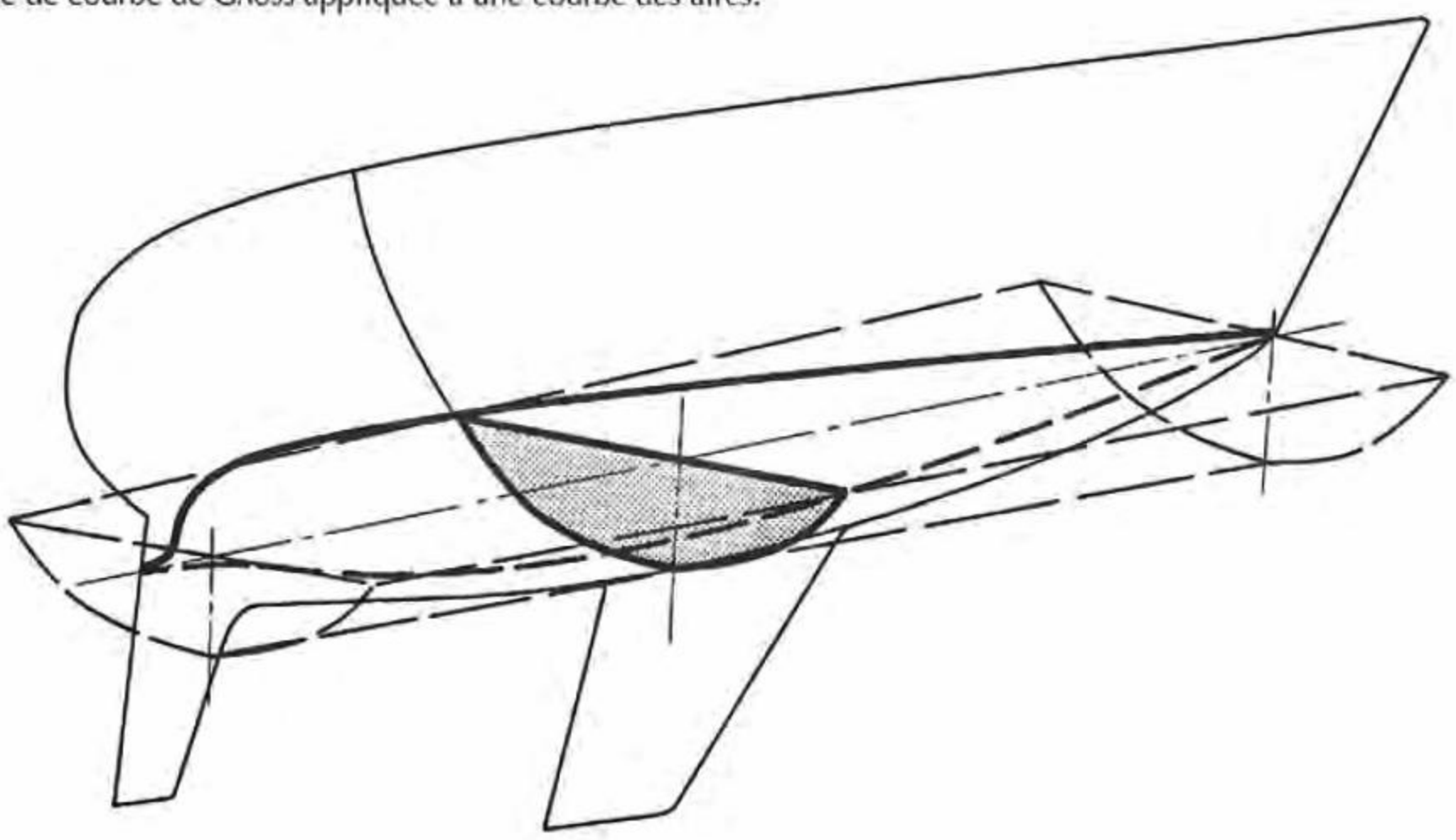


Fig. 5-21 • Le coefficient prismatique φ est le rapport entre le volume de carène et un volume cylindrique ayant même longueur que la flottaison et une section égale à la section maximum.

choisi pour le navire et suit la courbe de la FIGURE **5-22**. S'il est possible pour un navire à propulsion mécanique de choisir le degré de vitesse, il n'en va pas de même pour le voilier dont la vitesse tributaire de la force du vent est éminemment variable. Les valeurs que l'on trouve sur les voiliers sont toujours relativement faibles surtout si l'on inclut dans la surface de la section celle de l'aileron de quille. Elle est encore plus faible pour les bateaux à bouchains vifs (surtout à un seul bouchain) qui descendent facilement à des valeurs de l'ordre de 0,45. Ceci peut être une des raisons de l'infériorité des coques à bouchains vifs aux vitesses lentes. Pour les coques en formes les valeurs peuvent se situer normalement entre 0,50 et 0,58. Depuis l'application de la jauge IOR on a pu noter une tendance très nette à l'accroissement du coefficient prismatique par l'adoption de formes de sections avant en U plus prononcées et de longitudinales arrière plus convexes pouvant conduire jusqu'à des renflements ou *bustle*. Il semble qu'en fait la valeur optimum que l'on puisse obtenir sans distorsion néfaste des lignes d'eau se situe aux environs de 0,55, valeur calculée sans tenir compte de l'aileron, au moins sur les bateaux où celui-ci est nettement distinct de la carène. Il faut noter que cette valeur correspond sur le GRAPHIQUE **5-22** à la plage des vitesses maximum que peut atteindre un voilier.

Ceci est confirmé dans la même étude de Pierre de SAIX (2) où sont analysées trois carènes de même origine mais avec des coefficients prismatiques de 0,48, 0,53 et 0,61 (FIGURE 5-23). A 0° de gîte le modèle 1 n'est supérieur au 3 qu'en dessous de 6,3 n et le modèle 2 est supérieur aux deux autres jusqu'à 7,4 n, au-delà seul le modèle 3 est meilleur. Si l'on considère le résultat global en vitesse de gain dans le vent c'est le modèle 2 ($\varphi = 0{,}53$) qui est le meilleur sur la plus grande plage de forces de vent.

L'étude faite à Delft sur 9 modèles (3) (TABLEAUX 5/I-II) donne des résultats de même sens. Le plus faible coefficient prismatique (0,546) possède un très léger avantage entre $\mathbf{R} = 0{,}8$ et $\mathbf{R} = 1$. Au-delà de ce degré de vitesse le coefficient prismatique de 0,585 prend l'avantage.

La valeur réelle du coefficient prismatique à utiliser devrait résulter d'un calcul statistique définissant la vitesse moyenne usuelle pour le programme de courses prévu ou les conditions de vent et de mer prévisibles. Ainsi un bateau destiné à naviguer la majorité du temps dans des petits airs, comme c'est généralement le cas pour un voilier d'eaux intérieures, devra avoir un coefficient prismatique plus faible qu'un autre destiné à une navigation maritime dans des zones habituellement ventées. Les données d'un tel calcul peuvent être obtenues par l'analyse des temps réalisés lors des saisons de courses précédentes ou des vents prévisibles donnés par les *Pilot Charts* mais c'est un travail de longue haleine. Peut-être certains architectes navals ont-ils effectué cette étude pour leur propre information, aucun en tout cas n'en a divulgué les résultats.

La position longitudinale du centre de carène, représentée par celle du centre de gravité de la courbe des aires, a elle aussi évolué dans le temps. Il apparaît qu'aucune étude n'a été faite sur son influence sur la résistance à l'avancement, dans le cas des voiliers et qu'elle a plutôt été tributaire de modes passagères.

On peut dire cependant que si, aux vitesses lentes ($\mathbf{R} < 0{,}5$), le centre de carène se trouvera sur l'avant du milieu, il passera sur l'arrière pour $\mathbf{R} > 1$. Dans le cas des dériveurs légers cette modification pourra être obtenue automatiquement par la variation de l'assiette. Elle sera plus difficile à provoquer sur des voiliers lestés. Actuellement pour ces derniers la position du centre de carène se situe autour de 3-4 % en arrière du milieu pour la carène seule sans aileron. Il est en tout cas important que la section maximum se trouve assez reculée pour rester en arrière de l'aileron porte-lest afin de ne pas nuire au rendement antidérive de celui-ci.

On se pose souvent la question de savoir si les sections de la quille doivent être incluses dans la courbe des aires. Si l'on peut répondre affirmativement dans les cas où la quille, longue, se trouve peu distincte de la carène proprement dite (bateaux de déplacement très lourd, type Colin ARCHER, ou aileron de quille peu développé, type dériveur lesté) il est plus difficile de définir une règle pour des ailerons courts et profonds. On peut cependant relier cette configuration à celle de l'aile et du fuselage d'un avion étudié pour les vitesses transsoniques, c'est-à-dire à des nombres de REYNOLDS assez proches de ceux que l'on atteint sur des voiliers. Les études effectuées ont conduit à l'application

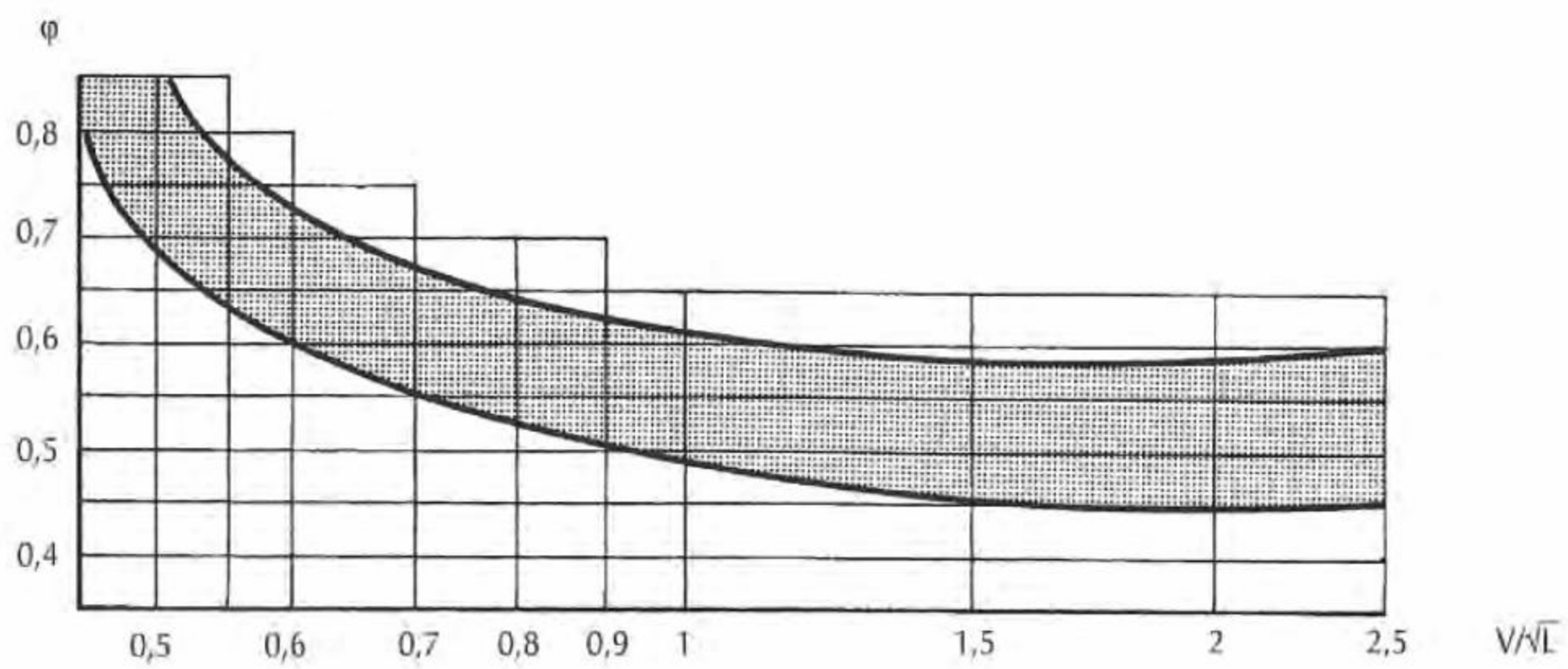


Fig. 5-22 • Plage des coefficients prismatiques selon le degré de vitesse. On notera que la moyenne de ceux-ci remonte à partir de $1{,}5 < R < 2$.

d'une règle dite *loi des aires des couples* qui amène à inclure dans la surface des sections celle des appendices tout en conservant à la courbe des aires une loi continue. Cela donne des fuselages en taille de guêpe (FIGURE 5-24). L'application en est limitée cependant par le respect de la continuité des formes.

Ceci peut d'ailleurs expliquer pourquoi des essais effectués au Davidson Laboratory par Pierre de SAIX (4) ont pu conduire à des résultats négatifs. Il s'agissait en effet d'une carène de 5,50 m J.I. avec quille longue (FIGURE 5-25) qui conduisait à une carène modifiée présentant un creux très marqué sur un tiers de la longueur et plus de la moitié de la largeur. Ce creux provoquait l'apparition d'une vague secondaire à mi-longueur entraînant un accroissement de résistance. Il faut noter cependant qu'à 20° de gîte, au moment où la partie au vent de la carène sort du creux de la vague, cet accroissement de résistance était beaucoup plus faible. Il semble donc que malgré cet échec la loi des aires ne doive pas être rejetée d'emblée.

Les conditions assez extrêmes de cet essai, des différences importantes sur les coefficients prismatiques des deux modèles (0,48 sur le modèle d'origine, 0,52 sur le modèle modifié) ne permettent pas de le prendre entièrement en considération.

D'ailleurs des études postèrieures effectuées pour les 12 m par ELVSTRÖM et KJÆRULF semblent avoir donné des résultats satisfaisants, mais elles n'ont pas été publiées.

Il ne fait aucun doute que la présence d'un appendice de volume non négligeable, comme un aileron de quille, apporte des perturbations dans le champ de pressions entourant la coque mais il est non moins certain que son intégration dans le volume général ne peut se faire que dans la mesure où elle ne provoque pas de distorsion des formes telle qu'elle entraîne des perturbations graves de la couche limite (voire des décollements) et du champ de pressions. Les congés de raccordement de l'aileron sur la carène peuvent avoir également une grande importance dans ce domaine.

Une intégration partielle, dans des limites raisonnables imposées par la déformation des formes et la création d'une vague secondaire, semble donc possible. Le plat que présente d'ailleurs les formes de certains bateaux actuels au niveau de l'implantation de l'aileron, lié *a priori* aux mesures des creux de la section médiane dans la jauge IOR, rejoint involontairement ces préoccupations et peut donc offrir un double avantage.

• **Le bulb** est un artifice utilisé depuis un certain nombre d'années sur les bateaux de commerce qui permet de réduire la résistance de vagues.

Il s'agit d'un appendice situé sous la surface en avant de l'étrave ou en arrière de la poupe, destiné à créer un système

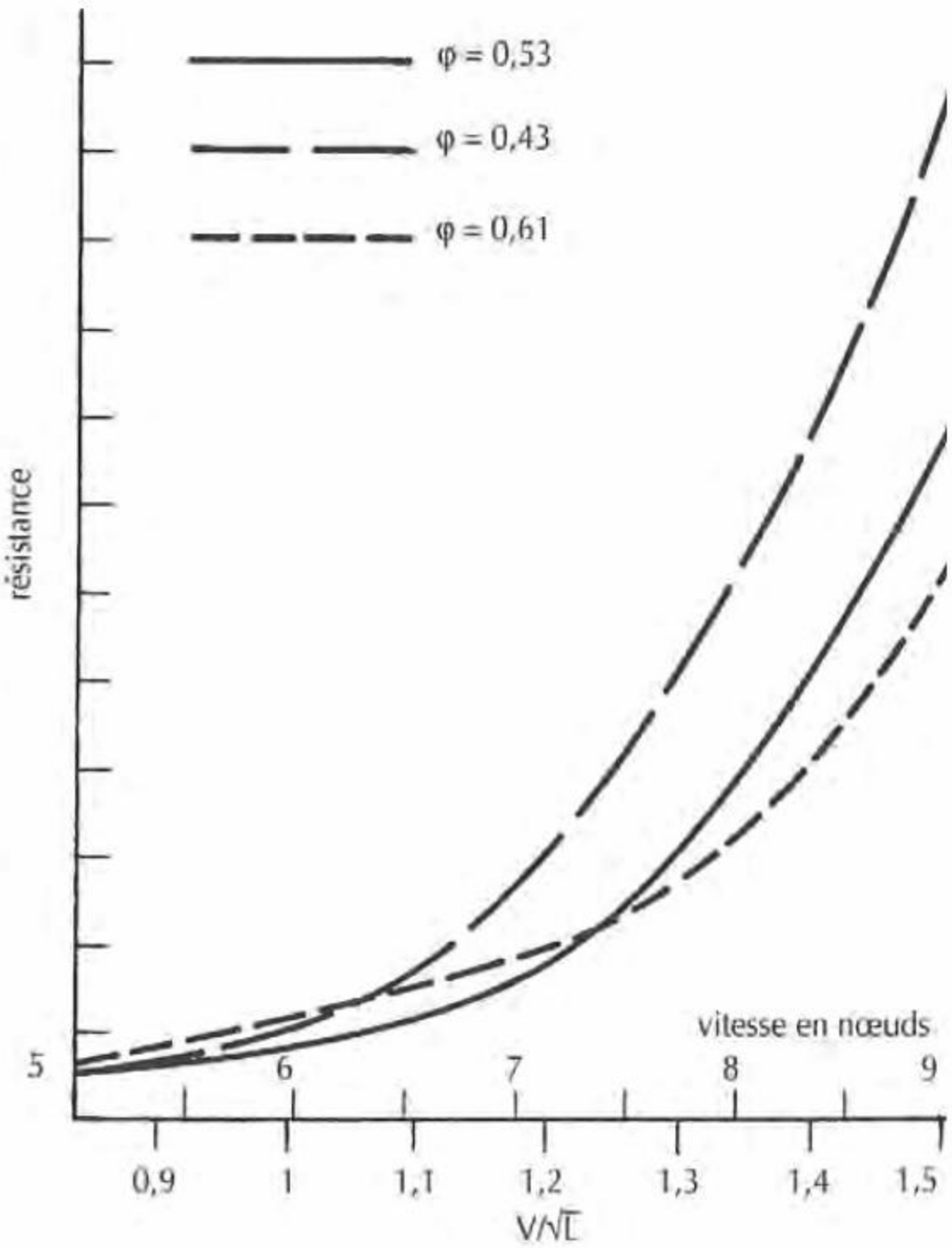


Fig. 5-23 • Modification de la résistance à l'avancement en fonction du coefficient prismatique pour trois carènes de même famille.

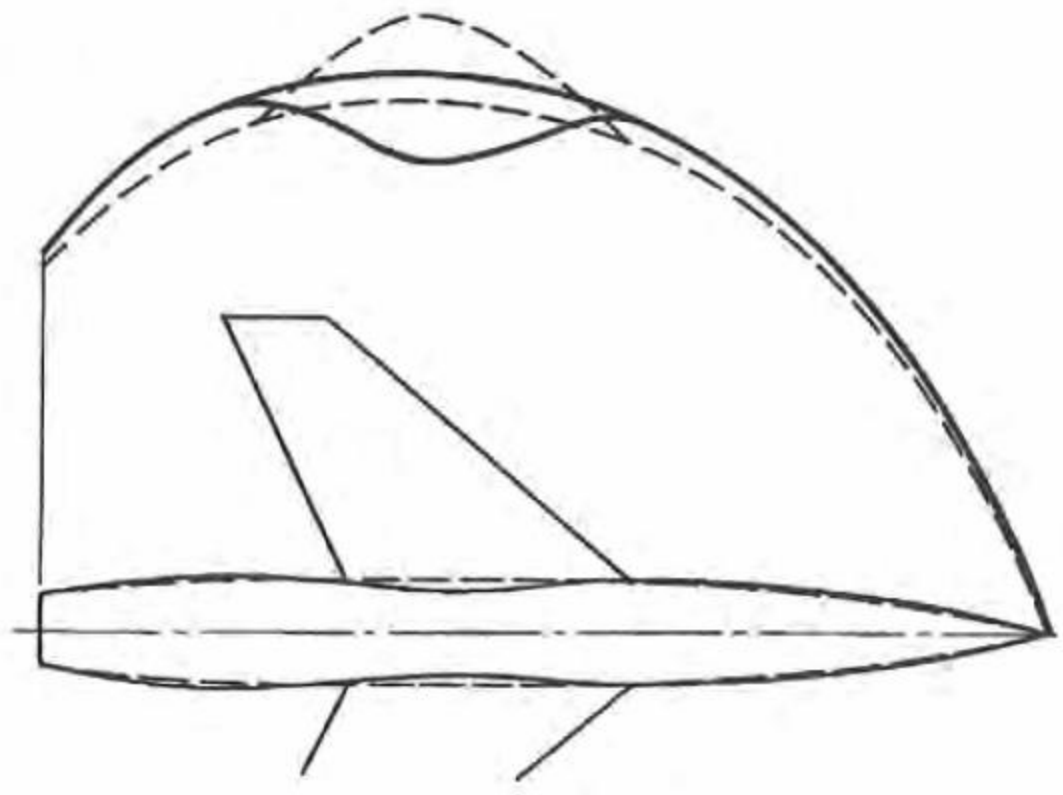
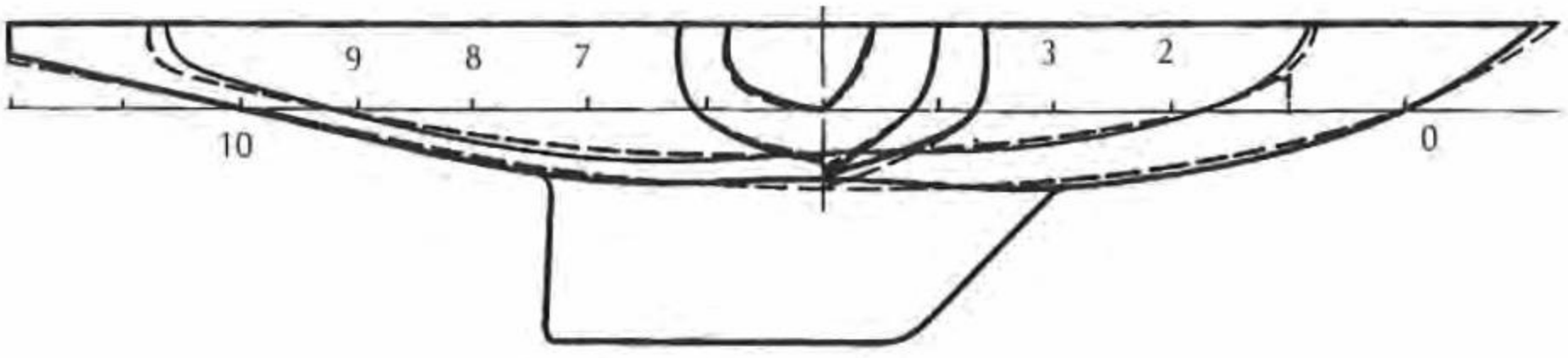


Fig. 5-24 • La loi de la courbe des aires appliquée à un avion pour les vitesses transsoniques. En trait interrompu la forme initiale, en trait continu la forme compensée. La différence sur le coefficient de traînée peut atteindre 25%. (D'après *l'Aérodynamique expérimentale* de P. REBUFFET).



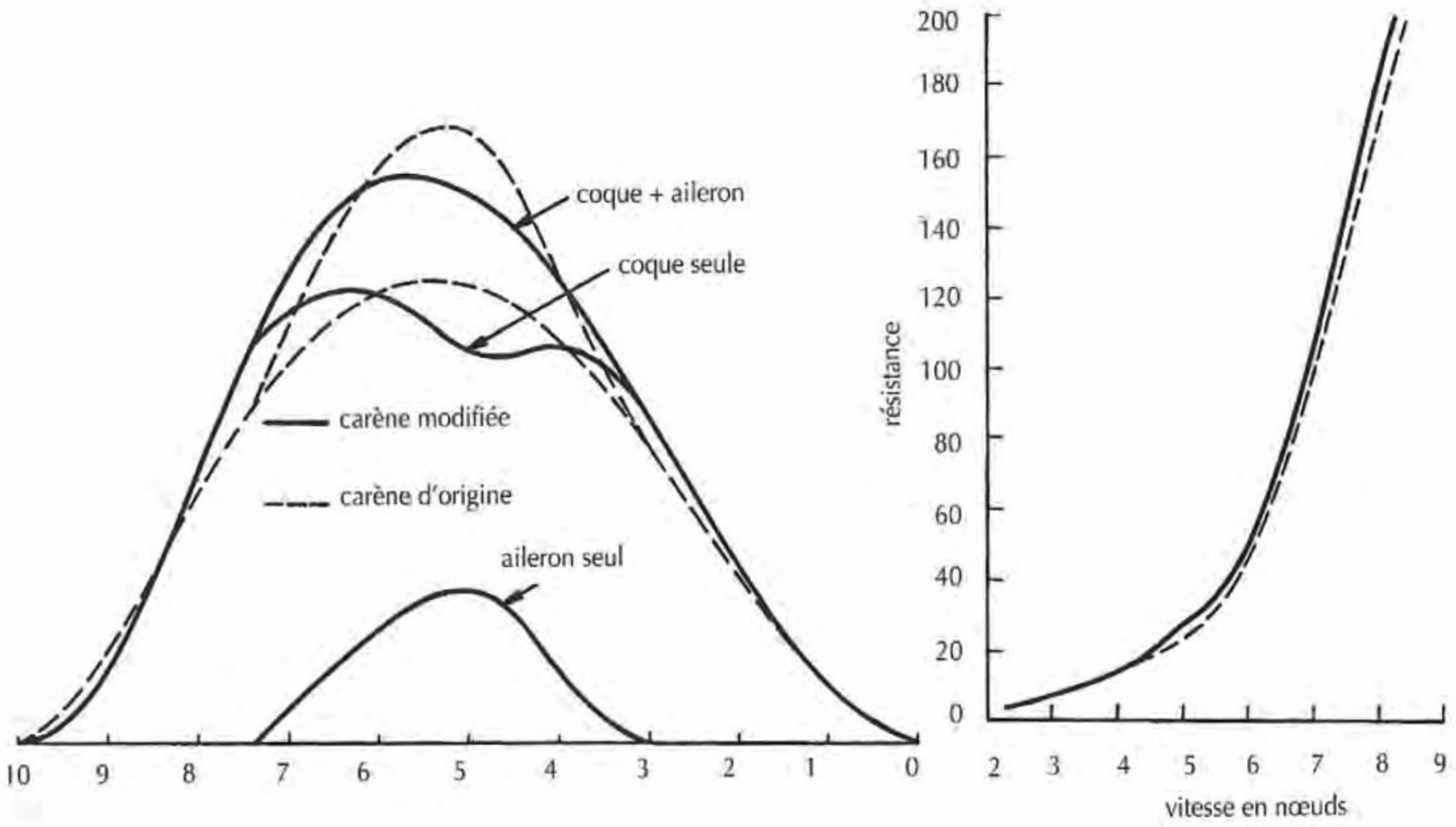


Fig. 5-25 • L'étude sur l'application de la loi des aires à un 5.50 m J.I. faite par Pierre de Saix n'a pas donné de résultat positif, mais peut-être faut-il incriminer le fait que l'aileron est, relativement à la carène, de volume beaucoup plus grand que l'aile de l'avion et que de ce fait la compensation doit être beaucoup plus importante.

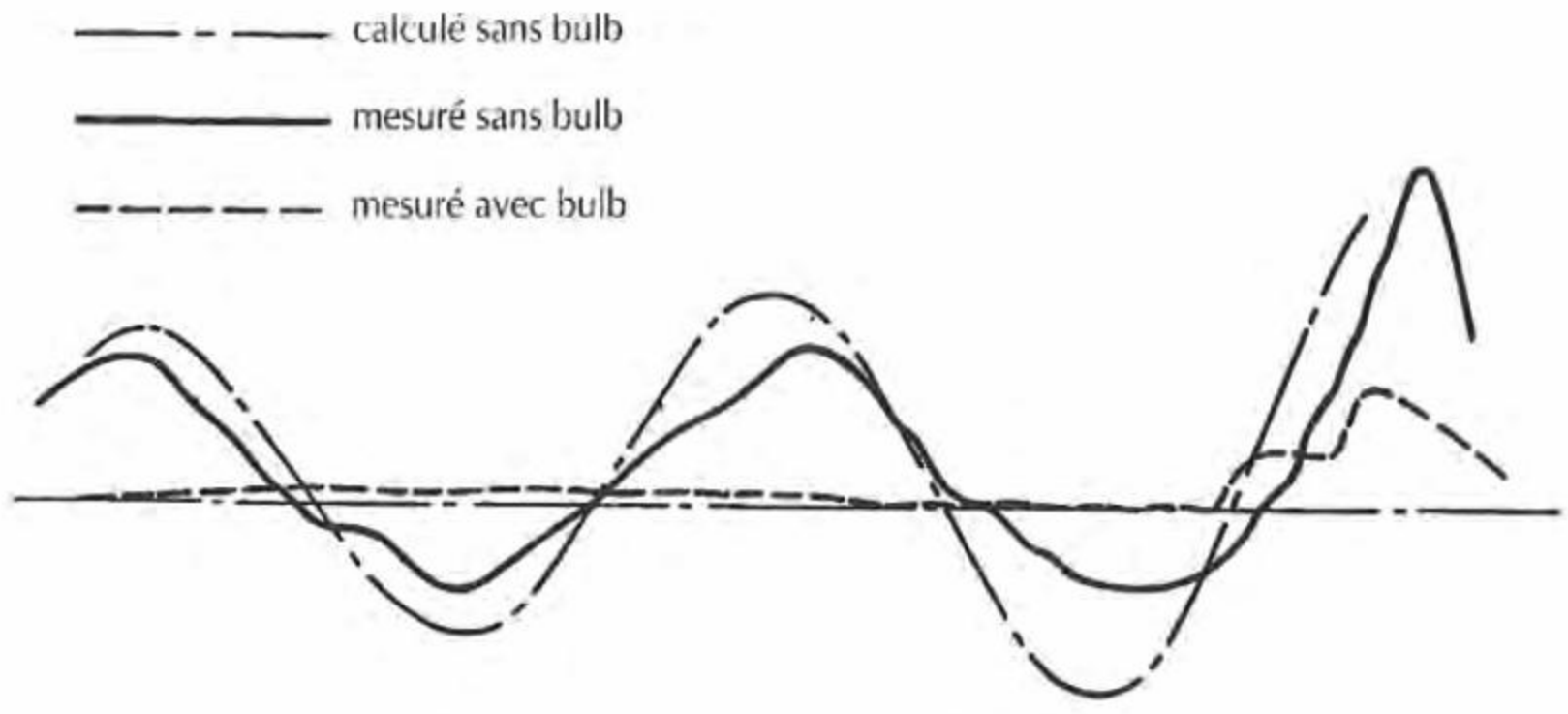


Fig. 5-26 • Comparaison entre la forme des vagues calculées et mesurées sur une carène sans bulb et mesurées avec bulb.

de vagues de signe opposé et d'amplitude égale à ceux des vagues d'avant et d'arrière.

L'interférence des deux systèmes, réduisant considérablement les systèmes de vagues résultants, permet théoriquement d'obtenir une diminution substantielle de la résistance de vagues (FIGURE 5-26).

C'est le professeur INUI qui, au Japon, a mené les études les plus intéressantes sur les effets des bulbs (5).

De celles-ci il ressort que la position et la forme du bulb sont étroitement liées aux formes de la carène et au degré de vitesse. Cette dernière condition semble difficile à respecter pour un voilier qui doit offrir une résistance minimum sur une vaste plage de vitesses ; par ailleurs aux faibles vitesses l'augmentation de surface mouillée risque de devenir néfaste. En revanche le gonflement des extrémités nécessaire au raccordement des bulbs, sans parler de leur volume propre, conduira à une augmentation favorable du coefficient prismatique. Il faut enfin envisager le comportement des bulbs en eau agitée. On sait que sur les navires de commerce il a un effet favorable sur l'amortissement du tangage, mais qu'en adviendra-t-il avec les variations d'angle d'assiette beaucoup plus importantes des voiliers pouvant conduire à la sortie de l'appendice hors de l'eau ?

En 1966, Bill LUDERS, grand spécialiste du 5,50 m J.I., qui avait beaucoup aidé à la mise au point du 12 m J.I. WEATHERLY en 1962 et avait dessiné et construit *American Eagle* pour les éliminatoires de la Coupe de l'America de 1964, envisageait déjà la possibilité de doter les coques de voiliers de bulbs. ELVSTRÖM et KJÆRULF qui avaient repris cette idée pour le 12 m français qui n'a jamais vu le jour, l'ont appliquée à un voilier mixte de 11,40 m construit au Danemark par Nelson Marine, le *Nelson/Elvström 38* (FIGURE 5-27).

Par ailleurs, deux architectes belges, D. CHARLES et W.D. SALOMON ont entrepris à l'Université de Liège l'étude d'un quarter tonner muni de deux bulbs avant et arrière (FIGURE 5-28).

Le résultat de ces deux expériences n'est pas connu, mais depuis cette époque, l'utilisation de bulb sur les voiliers n'a connu aucune application pratique et il semble que l'idée en ait été abandonnée compte tenu, entre autres, de ses répercussions esthétiques, fonctionnelles (difficulté de mouillage) et du mode de taxation dans les jauges de course.

Des études récentes par des méthodes numériques ont conduit à une appréciation négative de l'utilisation d'un bulb d'étrave (15).

c ▪ Résistance de séparation-ventilation

Le fiasco du 12 m J.I. *Mariner*, dessiné par Britton CHANCE Jr., lors des éliminatoires pour la sélection américaine de 1974 de la Coupe de l'America, a remis en lumière les effets de cet aspect de la résistance à l'avancement des voiliers. Se basant en effet sur l'observation du phénomène que nous avons décrit au CHAPITRE II-3-E, l'architecte américain avait tronqué l'arrière de la carène de son bateau afin d'obtenir une carène effective plus longue que celle correspondant à la longueur mesurée par la jauge (FIGURE 5-29). Les médiocres performances de *Mariner*, même si elles ne sont pas dues en totalité à cet artifice, ont montré cependant qu'il est toujours délicat de s'aventurer dans des domaines trop marginaux pour que les essais en bassin puissent y apporter des renseignements valables.

Rappelons brièvement que la séparation est liée aux caractéristiques principales suivantes : gradient de pression autour de la carène, nature de l'écoulement (et par conséquent

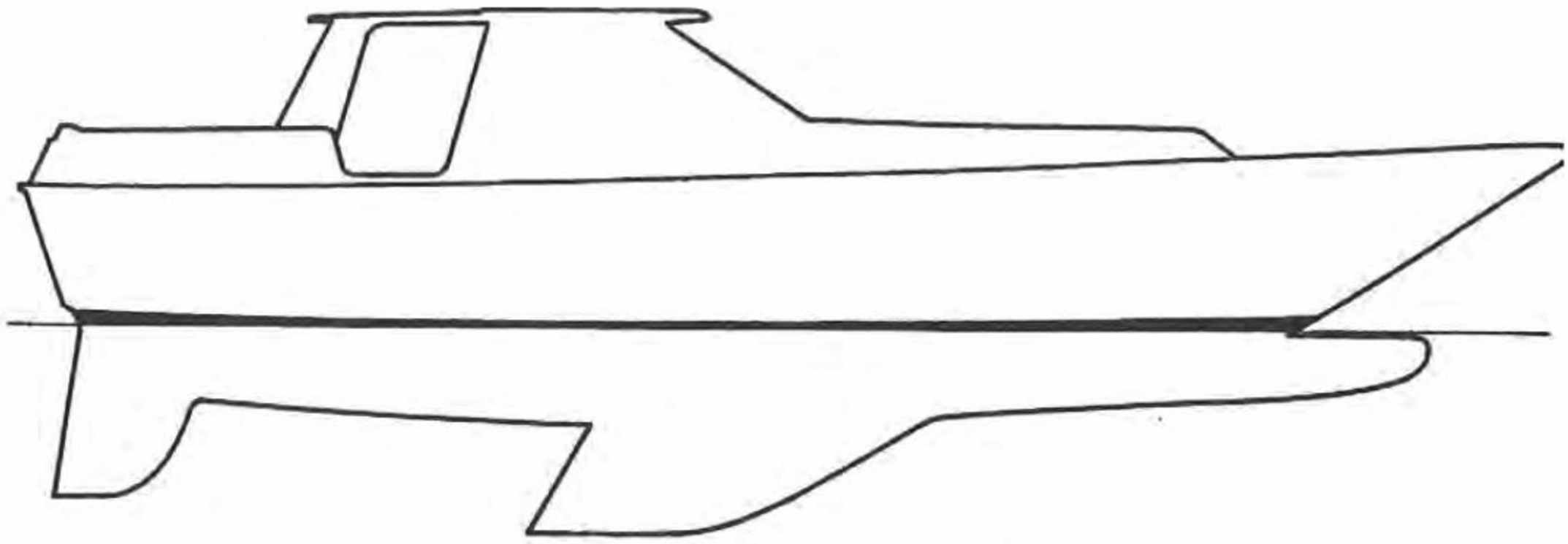


Fig. 5-27 • Profil du *Nelson/Elvström 38*, le premier voilier de série construit avec un bulb d'étrave.

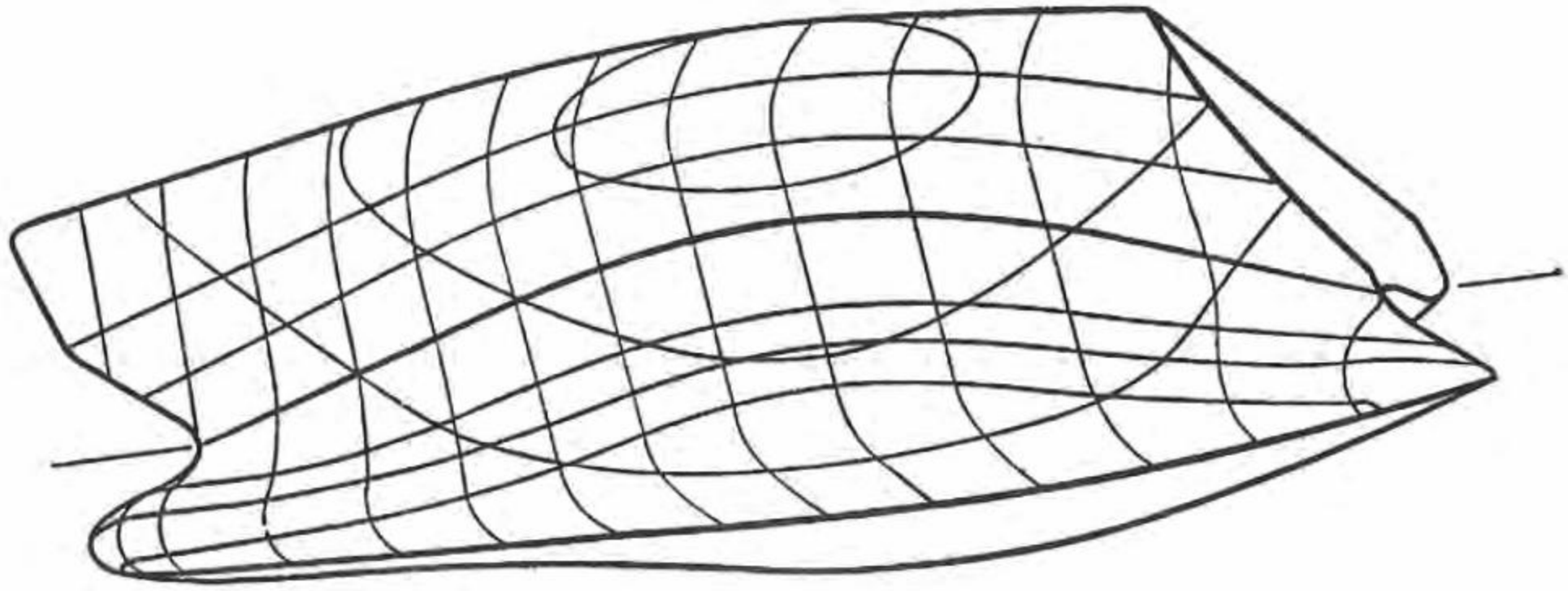


Fig. 5-28 • Vue perspective du quarter tonner de D. CHARLES et W.D. SALOMON étudié à l'Université de Liège.

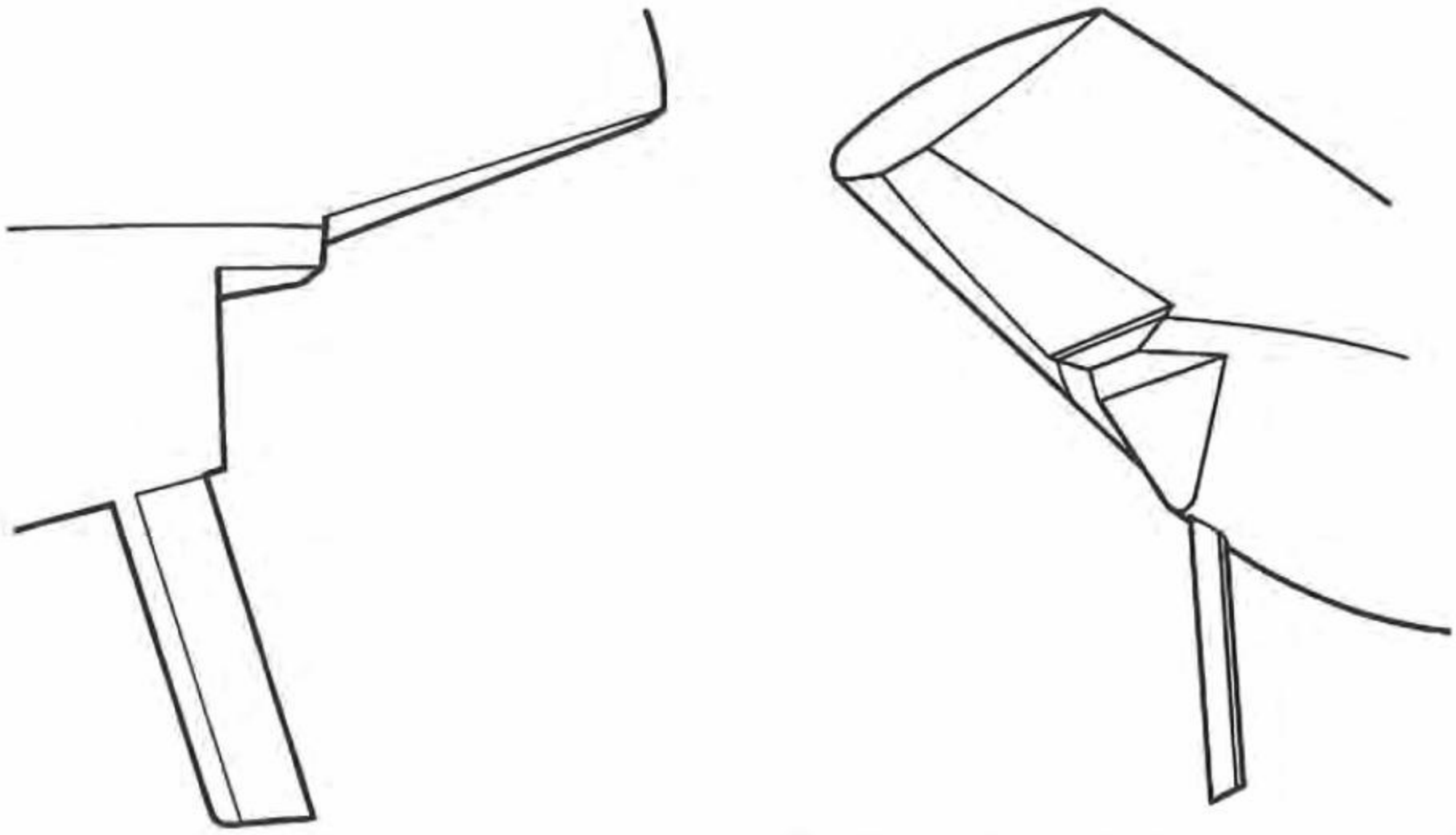


Fig. 5-29 • Deux vues de l'arrière du 12 m J.I. *Mariner*. La présence de l'escalier est due à la mesure de la longueur de flottaison à l'arrière.

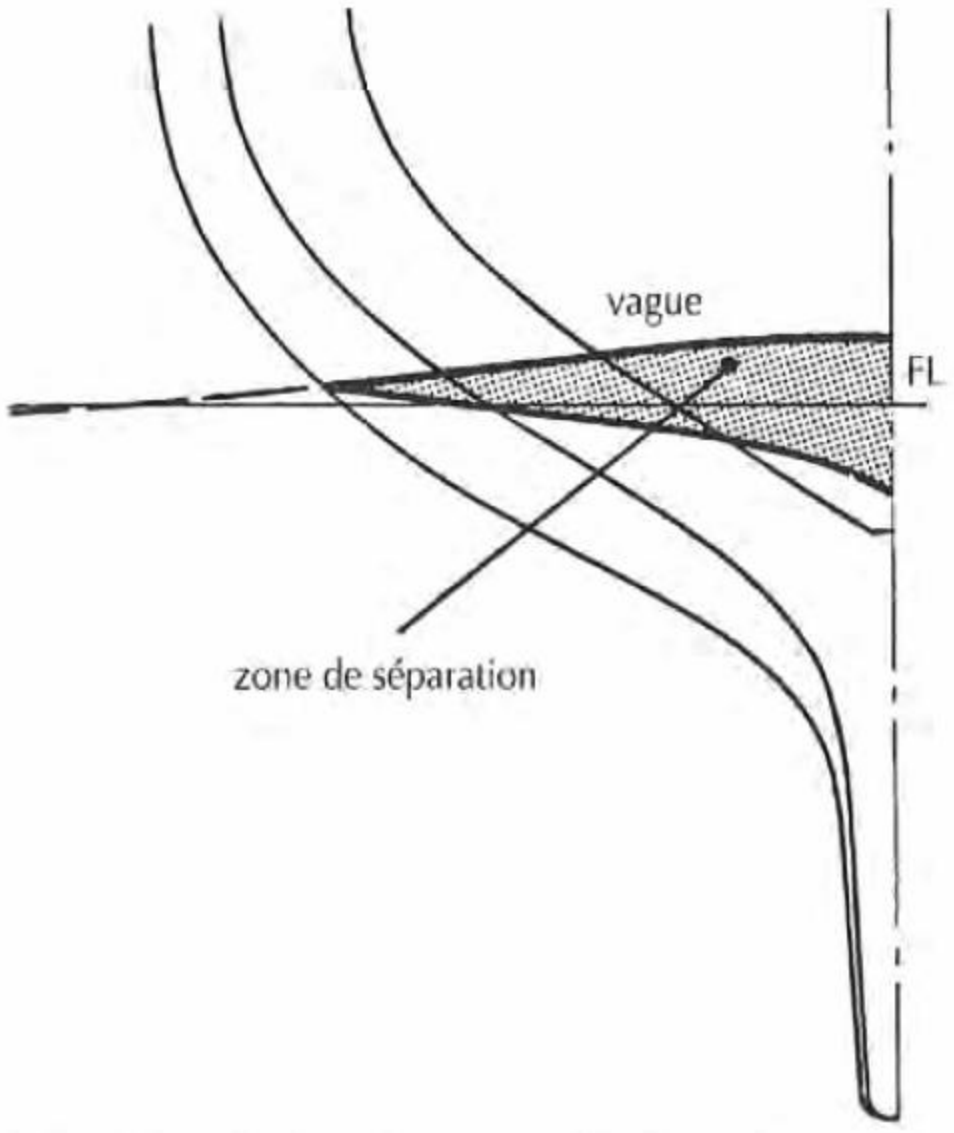


Fig. 5-30 • Zone de séparation sur l'arrière d'un voilier.

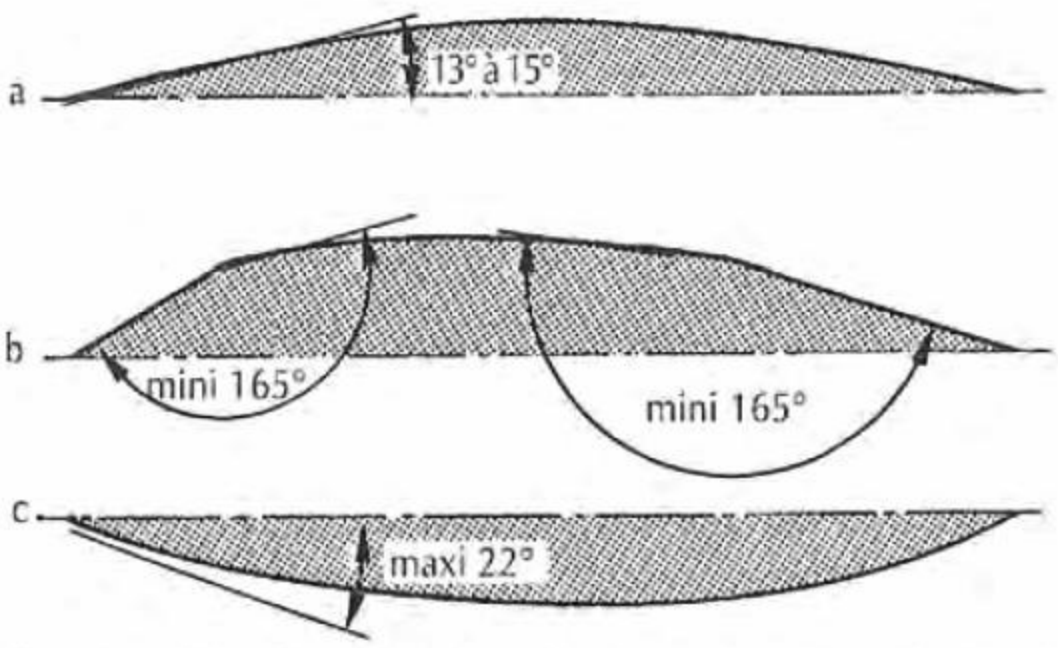


Fig. 5-31 • Angles limites à partir desquels la séparation peut apparaître :
a) à la flottaison sur un navire à murailles proches de la verticale ;
b) à la flottaison d'une carène à bouchains vifs ;
c) sur l'arrière d'une diagonale.

rugosité), vitesse de l'eau et de la carène et pression hydrostatique dans la zone intéressée, enfin, forme de la carène. De la pente que présentera la surface par rapport au gradient de pression le long de l'écoulement des filets d'eau dépendra directement l'apparition de la séparation.

Pour un voilier il apparaît que la zone de séparation intéresse essentiellement une partie relativement large et peu profonde des formes arrière (FIGURE 5-30). Les écoulements se font à ce niveau dans un plan proche de l'horizontal et l'on a constaté que la séparation se produisait à partir d'un angle de 13 a 15° (FIGURE 5-31). A une profondeur plus élevée, du fait de l'augmentation de la pression hydrostatique, cet angle s'ouvrira progressivement à raison de 2° environ par mètre de profondeur.

Une carène à bouchains vifs peut présenter dans le contour de son plan de flottaison des cassures aux points d'émergence avant et arrière des bouchains. L'angle de ces inflexions ne doit pas être inférieur à 165°. Ceci donne un avantage certain aux dispositions à plusieurs bouchains sur celles qui n'en possèdent qu'un.

Lorsque l'écoulement s'effectue principalement dans une direction verticale ou diagonale, comme c'est le cas pour un arrière large et plat, ou pour un bustle fortement prononcé, l'angle critique se situe à partir de 22°.

La séparation est généralement rendue visible en surface par des tourbillons enroulés vers l'intérieur et l'entraînement de débris flottants. Elle se traduit, bien sûr, par une augmentation de la résistance à l'avancement et très souvent par une perte de rendement considérable du safran sur un certain angle de part et d'autre de l'axe. Ce défaut s'est trouvé largement remis en évidence sur les 12 m J.I. américains de 1970 ainsi que sur les premiers bateaux à bustle très prononcé de la même époque.

2 RÉSISTANCE DE FROTTEMENT

Nous avons déjà largement étudié les phénomènes de frottement au CHAPITRE II-3-D. Que le corps soit en surface ou complètement immergé, les effets du frottement sont les mêmes. La formation des vagues pourra apporter des modifications importantes dans la valeur des surfaces mises en cause et dans la vitesse des écoulements sur ces surfaces, ceci pouvant encore être aggravé lorsque viennent s'ajouter la gîte et la dérive.

Une note technique de l'Université de Southampton (6) fait le point de cette question. Au total, avec 5° de dérive, 20° de gîte et un degré de vitesse de 1,15, on constate une augmentation de 3,5 % par rapport à la surface mouillée statique (FIGURE 5-32).

3 RÉSISTANCE GLOBALE

Après avoir étudié en détail chacune des résistances spécifiques qui s'opposent à la progression de la carène, il reste à voir dans quelles proportions celles-ci se combinent selon la vitesse.

Les courbes de la FIGURE 5-33 montrent la proportion entre la résistance de frottement et la résistance résiduelle en

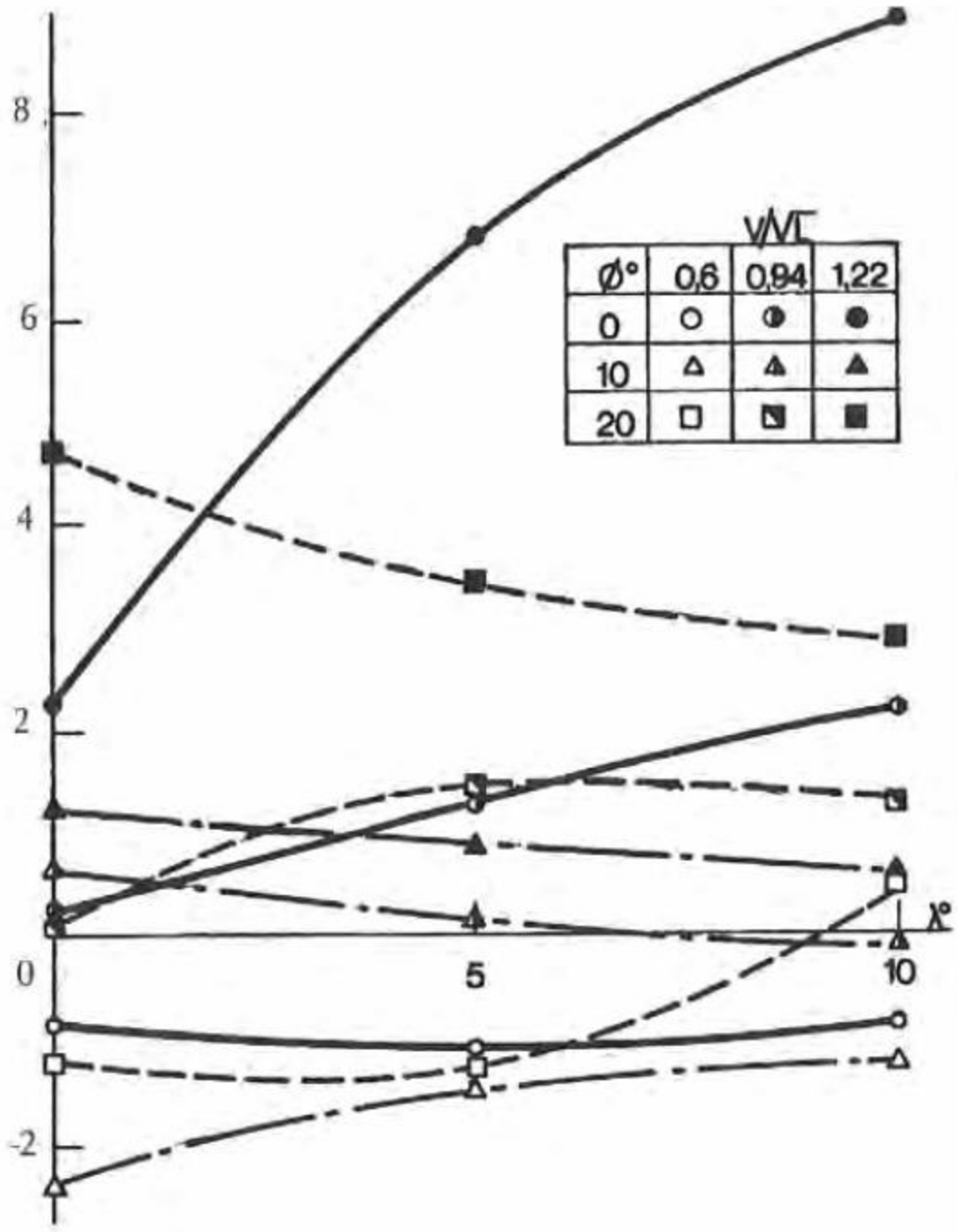


Fig. 5-32 • Variation de la surface mouillée en fonction de l'angle de gîte et de dérive et de la vitesse.

fonction du degré de vitesse pour un voilier classique de 10 m de flottaison et relativement lourd ($\mathbf{L}/\sqrt[3]{\Delta} = 4{,}2$).

Jusqu'à $\mathbf{R} = 1$, la résistance de frottement constitue la part prépondérante, au-delà c'est au contraire la résistance résiduelle qui prend le dessus pour tendre vers une valeur pratiquement limite aux environs de $\mathbf{R} = 1{,}25$ correspondant à la dernière attitude du bateau dans la FIGURE 5-6.

La FIGURE 5-34 donne elle, la valeur des différents coefficients de résistance et fait ressortir en particulier l'importance de la résistance de forme.

La résistance globale se traduira donc par les formules :

Résistance globale $\mathbf{R_g} = \mathbf{R_f} + \mathbf{R_r}$

Résistance de frottement $\mathbf{R_f} = \mathbf{C_f} \times \rho/2 \times \mathbf{S} \times \mathbf{V}^2$

Résistance résiduelle $\mathbf{R_r} = \mathbf{R_v} + \mathbf{R_F}$

Résistance de vagues $\mathbf{R_v} = \mathbf{C_v} \times \rho/2 \times \Delta/\mathbf{L} \times \mathbf{V}^2$

Résistance de forme $\mathbf{R_F} = \mathbf{C_F} \times \rho/2 \times \mathbf{B}^2 \times \mathbf{V}^2$

ρ : masse spécifique de l'eau,

$\mathbf{S}$: surface mouillée en m^2,

Δ : déplacement en m^3,

$\mathbf{L}$: longueur de flottaison en m,

$\mathbf{B}^2$: section maximum.

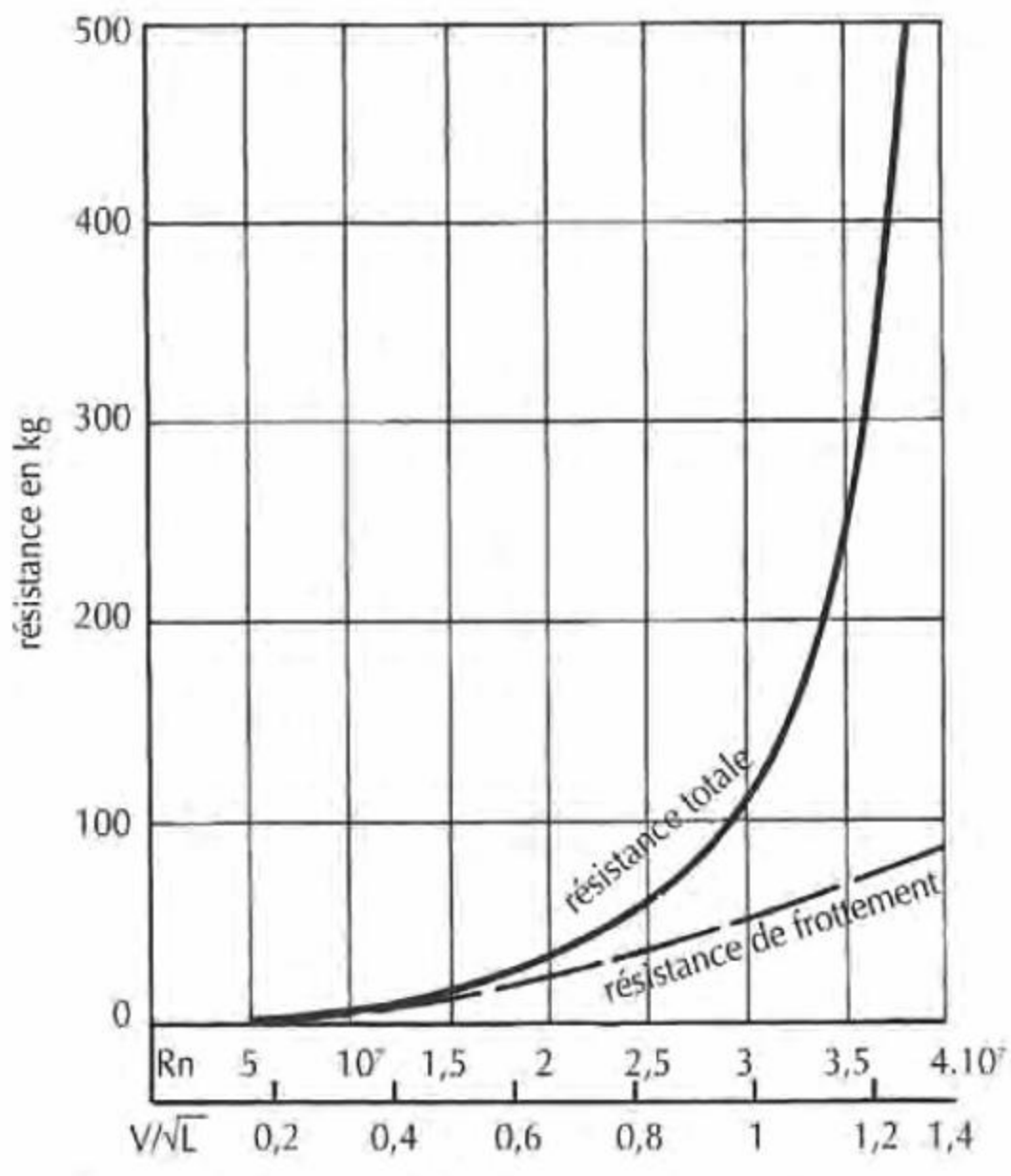


Fig. 5-33 • Courbe de résistance à l'avancement en kg d'un voilier classique de 10 m de flottaison.

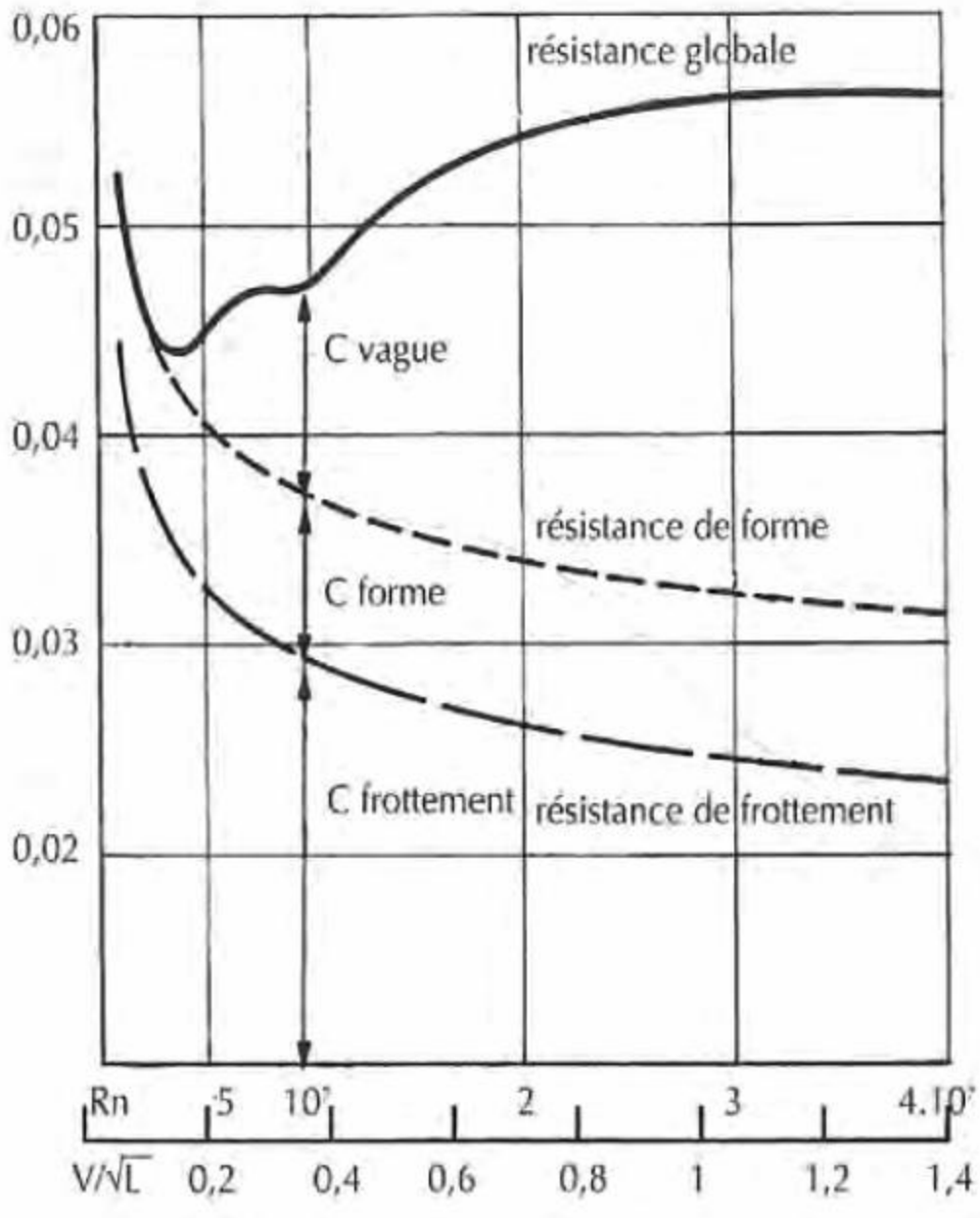


Fig. 5-34 • Part respective des différents coefficients de résistance, de frottement, de forme et de vagues dans la résistance globale.

4 RÉSISTANCE DE GÎTE

Dès que le voilier gîte la symétrie des formes disparaît et par conséquent celle des écoulements, le champ de pressions autour de la carène est perturbé et la résistance de forme augmente. Bien que la gîte seule soit un phénomène fort courant au vent arrière en raison des mouvements de roulis qui prennent souvent naissance à cette allure, son influence sur la résistance à l'avancement a rarement été étudiée ; Juan BAADER (7) donne les valeurs suivantes d'augmentation de la résistance en position droite.

θ	5°	10°	15°	20°	25°	30°
+	1%	2%	4%	7%	13%	25%

On voit que cet accroissement n'est pas négligeable dès que l'on atteint des angles un peu importants et on conçoit qu'en dehors des autres préjudices qu'il peut apporter sur le rendement du voilier le roulis est néfaste à la résistance à l'avancement.

Les éléments qui peuvent influer sur cette augmentation de la résistance sont essentiellement liés aux facteurs de dissymétrie de la carène. Plus les sections se rapprocheront de l'arc de cercle moins la dissymétrie sera importante. Par ailleurs des sections larges et peu profondes seront moins favorables que des sections étroites et profondes.

B ▪ LE PLANING

Lorsqu'un voilier atteint un degré de vitesse de 1,25 environ nous avons vu que d'une part sa résistance à l'avancement augmentait de façon telle qu'il lui était pratiquement impossible de dépasser cette vitesse et d'autre part que son assiette longitudinale se modifiait de façon sensible l'amenant à prendre une position nettement cabrée (FIGURE 5-35).

Lorsque la carène dépasse un degré de vitesse de l'ordre de 1,5, le creux de la vague d'étrave vient en effet en coïncidence avec celui de la vague d'arrière. Si la vitesse continue à croître la carène forme une sorte de souille, l'eau écartée de chaque bord venant se réunir en arrière du tableau provoquant une gerbe qui peut atteindre une grande hauteur. Les filets d'eau s'échappent alors au tableau pratiquement parallèlement à l'axe longitudinal.

On peut dans ce cas, considérer que la carène a une longueur fictive correspondant à celle de la souille (FIGURE 5-36). A ce moment, le fond de la carène attaque la surface de l'eau avec un angle d'incidence générateur d'une force de portance. Si la puissance propulsive est suffisante et surtout si le poids du bateau est assez faible, cette portance dynamique permettra à la carène de s'élever au fur et à mesure de l'accroissement de la vitesse, de déjauger et, à partir d'un degré de vitesse de 1,5 environ, d'entrer dans un régime différent, le planing, dans lequel la carène ne pénètre plus l'eau mais glisse à sa surface.

Ceci entraîne une réduction importante des résistances de vagues et de forme et de la résistance de frottement, par suite de la réduction de la surface mouillée. En revanche la réduction du plan de flottaison provoque une diminution de la stabilité latérale et longitudinale, bien que pour la première les effets de la portance dynamique puissent apporter un correctif favorable.

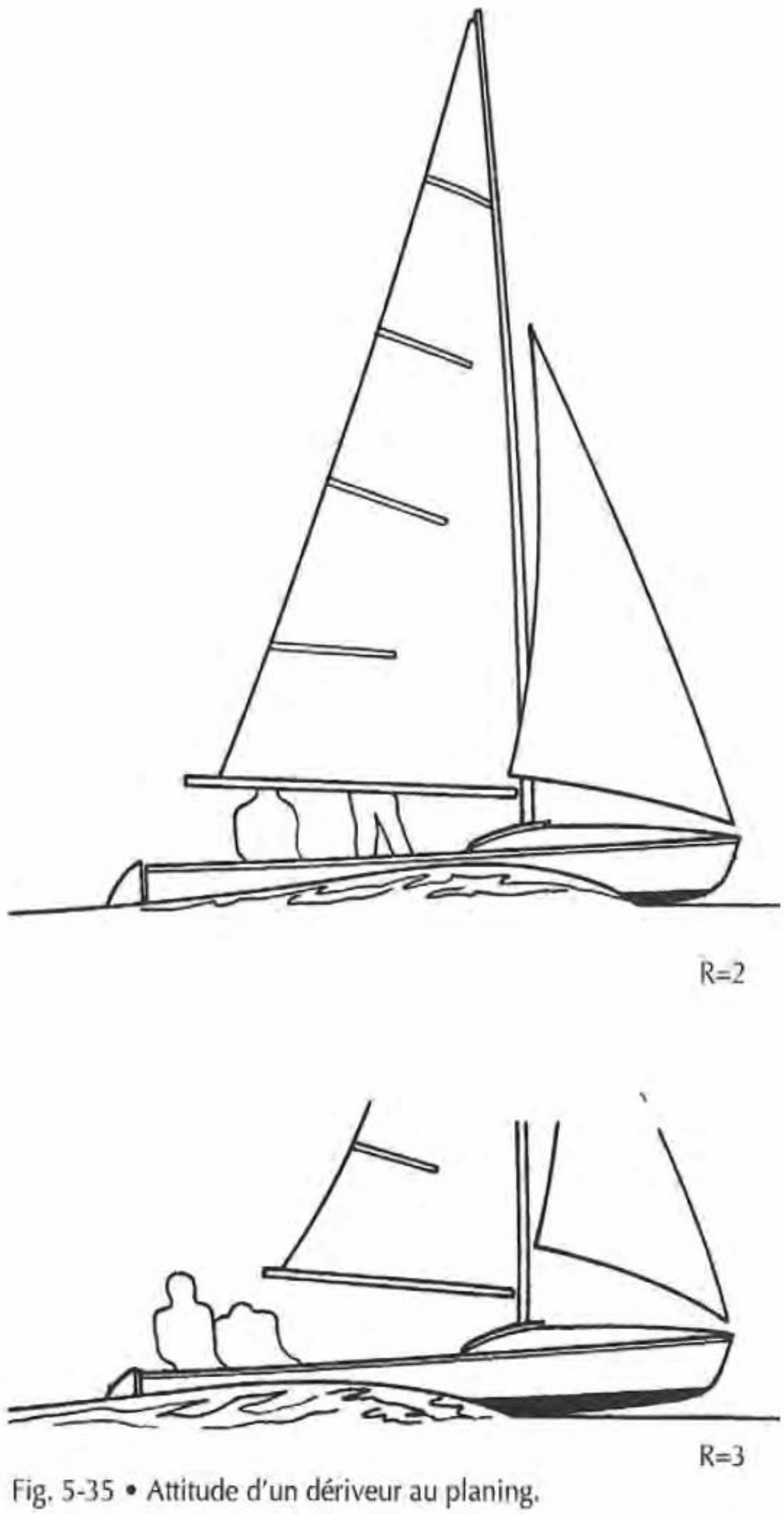


Fig. 5-35 • Attitude d'un dériveur au planing.

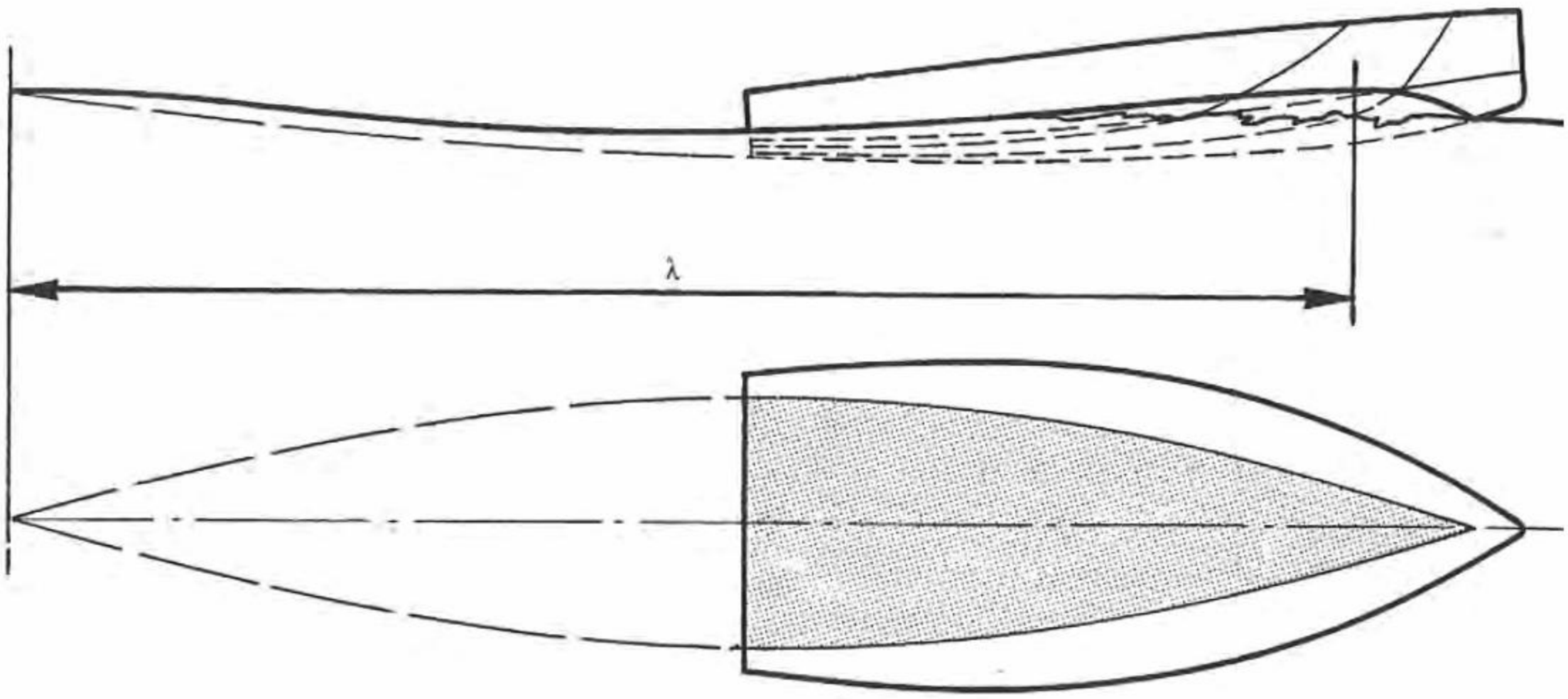


Fig. 5-36 • On peut estimer qu'une carène planante constitue l'élément antérieur d'une carène de longueur fictive égale à celle de la souille qu'elle creuse dans l'eau.

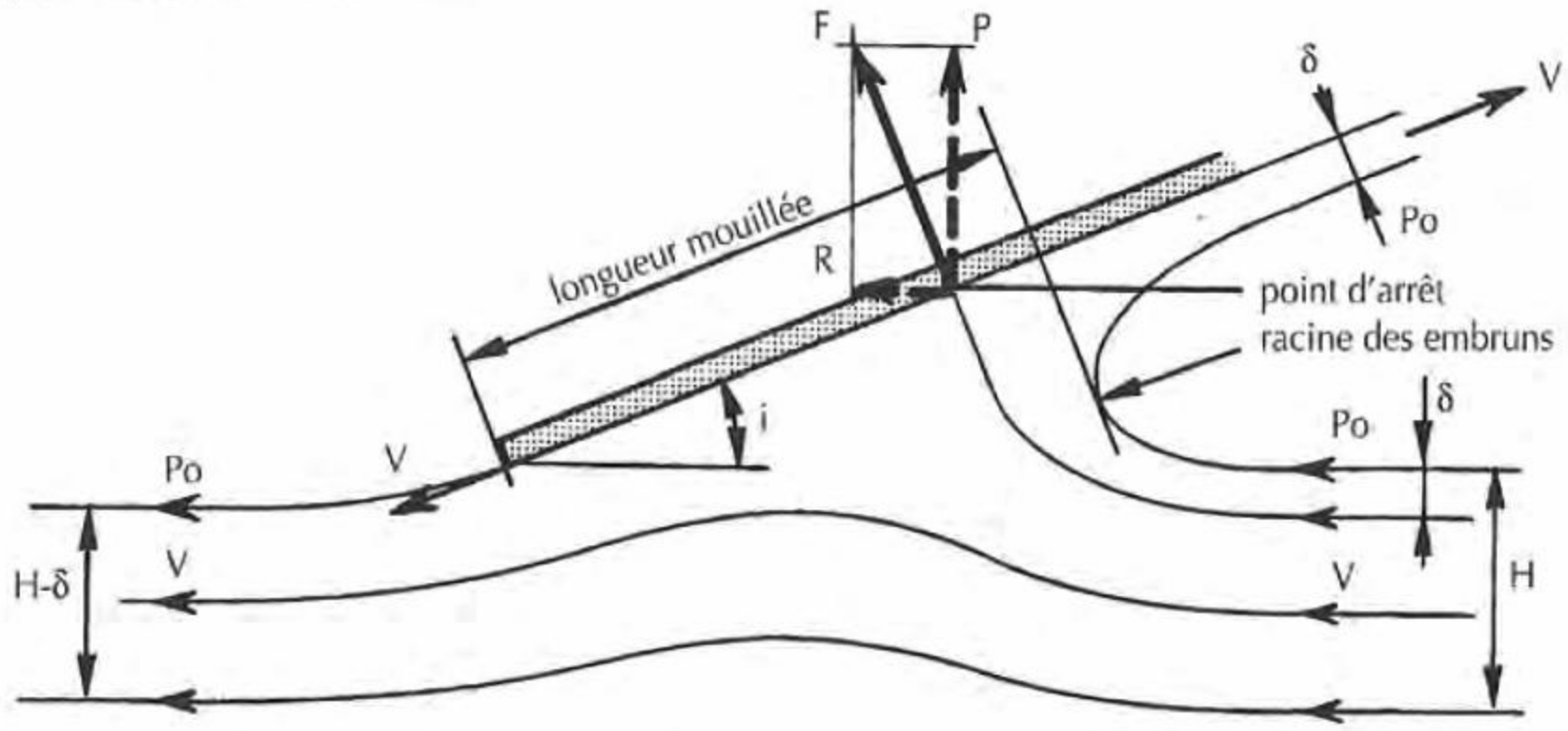


Fig. 5-37 • Une partie du flux circulant sous une surface planante est détournée dans le sens du déplacement.

1 THÉORIE DU PLANING

On pourrait être tenté a priori, de comparer les phénomènes qui se produisent lorsqu'un plan attaque la surface de l'eau sous un angle d'incidence positif avec ceux d'un profil aérodynamique. Ce serait oublier que celui-ci, entièrement plongé dans le fluide, tire sa portance principalement des dépressions apparaissant sur son extrados. Ici il n'y a plus uniquement que les pressions sur l'intrados.

La FIGURE **5-37** représente l'écoulement en fluide parfait sur une plaque plane, de largeur infinie, attaquant la surface avec un angle d'incidence **i**. Si la majeure partie de l'écoulement s'effectue sous la plaque vers son bord de fuite, une mince couche d'eau δ est défléchie vers le bord d'attaque, le filet séparant les deux écoulements conduisant à un point d'arrêt. Dans la réalité nous retrouverons la couche d'eau défléchie vers l'avant sous la forme des embruns rejetés à l'avant de la carène. Au point de stagnation la vitesse du fluide devient nulle et nous y retrouverons la pression maximum = $1/2 \times \rho \times V^2$ (VOIR CHAPITRE **II-2**) tandis qu'au bord de fuite la vitesse est égale à **V** et la pression nulle.

La courbe générale des pressions s'établit selon le profil de la FIGURE **5-38** et sa résultante **F** est perpendiculaire à la surface.

Si l'on considère maintenant que l'eau est fixe et que le plan se déplace vers la droite à une vitesse **V** on peut déterminer les vitesses imparties aux molécules d'eau à l'avant et l'arrière du plan et provoquant sa déflexion.

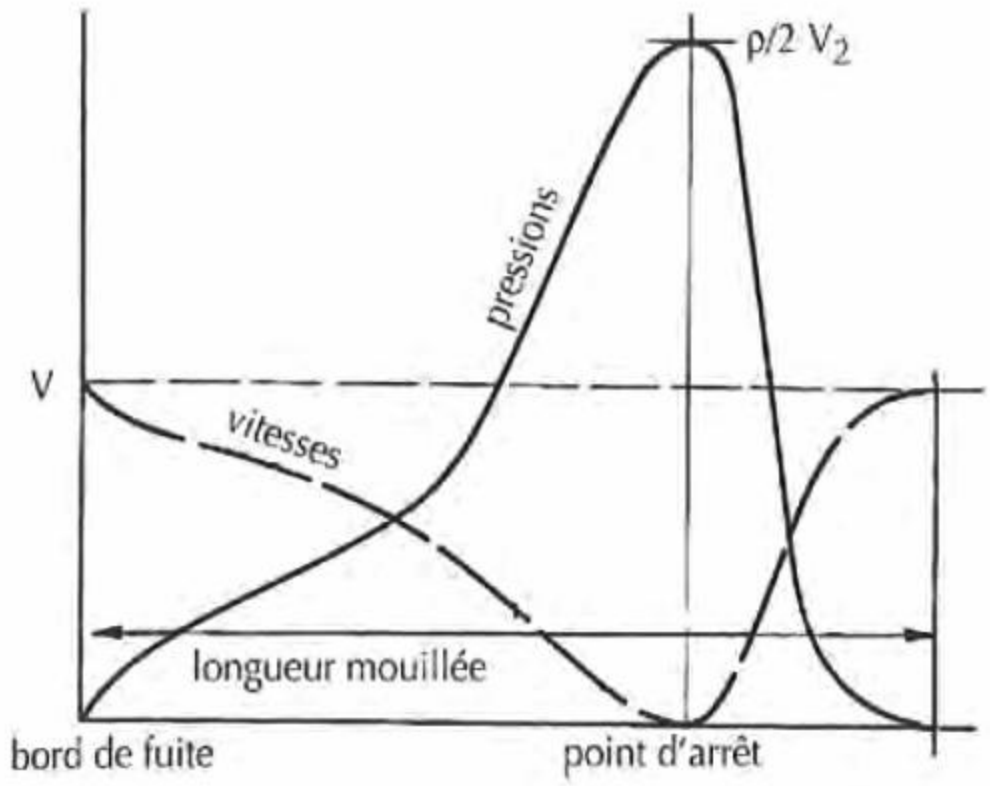


Fig. 5-38 • Répartition des vitesses et des pressions le long de la surface mouillée d'un plan planant.

A l'avant, les embruns « sortiront » avec une vitesse égale à 2 **V** cos **i**/2 tandis qu'à l'arrière la déflexion vers le bas atteindra une vitesse égale à 2 **V** sin **i**/2.

L'énergie ainsi perdue sera égale à 1/2 x ρ x δ x **V** (2 **V** cos **i**/2)².

Dans le même temps le travail effectué par la force normale **F** est égal à **F** x **V** x sin **i**. En raison de l'égalité des énergies fournie et perdue **F** x **V** sin **i** = 1/2 x ρ x δ x **V** (2**V** cos **i**/2)² d'où **F** = ρ x δ x **V**² x (2 cos **i**/2) / sin **i** = ρ x δ x **V**² cot **i**/2.

La valeur respective de ces deux forces variera bien sûr en fonction de l'angle d'incidence. Pour un déplacement donné la résistance atteindra une valeur minimum pour un seul angle d'incidence qui constituera une valeur optimum (FIGURE **5-39**). Des travaux de SOTTORF à Hambourg, Juan BAADER a tiré deux graphiques fort intéressants dont nous venons de voir le premier, permettant de définir certaines valeurs de base.

Le second (FIGURE **5-40**) permet de déterminer l'angle d'incidence optimum et le coefficient de résistance minimum.

Ainsi pour une plaque plane de 1 m de large portant une charge de 750 kg et propulsée à une vitesse de 20 m/s, l'angle d'incidence sera de 4,7 degrés et le coefficient de résistance 0,095 soit une résistance de 7,1 kg.

Cette résistance n'est cependant pas la seule qu'aura à vaincre la carène puisqu'elle rencontrera une résistance de frottement due au glissement de l'eau et fonction de la surface mouillée et du coefficient de frottement.

Malgré la diminution de la surface mouillée avec l'accroissement de la vitesse, la résistance de frottement croit, mais moins rapidement que pour une coque à déplacement ainsi qu'en témoigne le graphique de la FIGURE **5-41**.

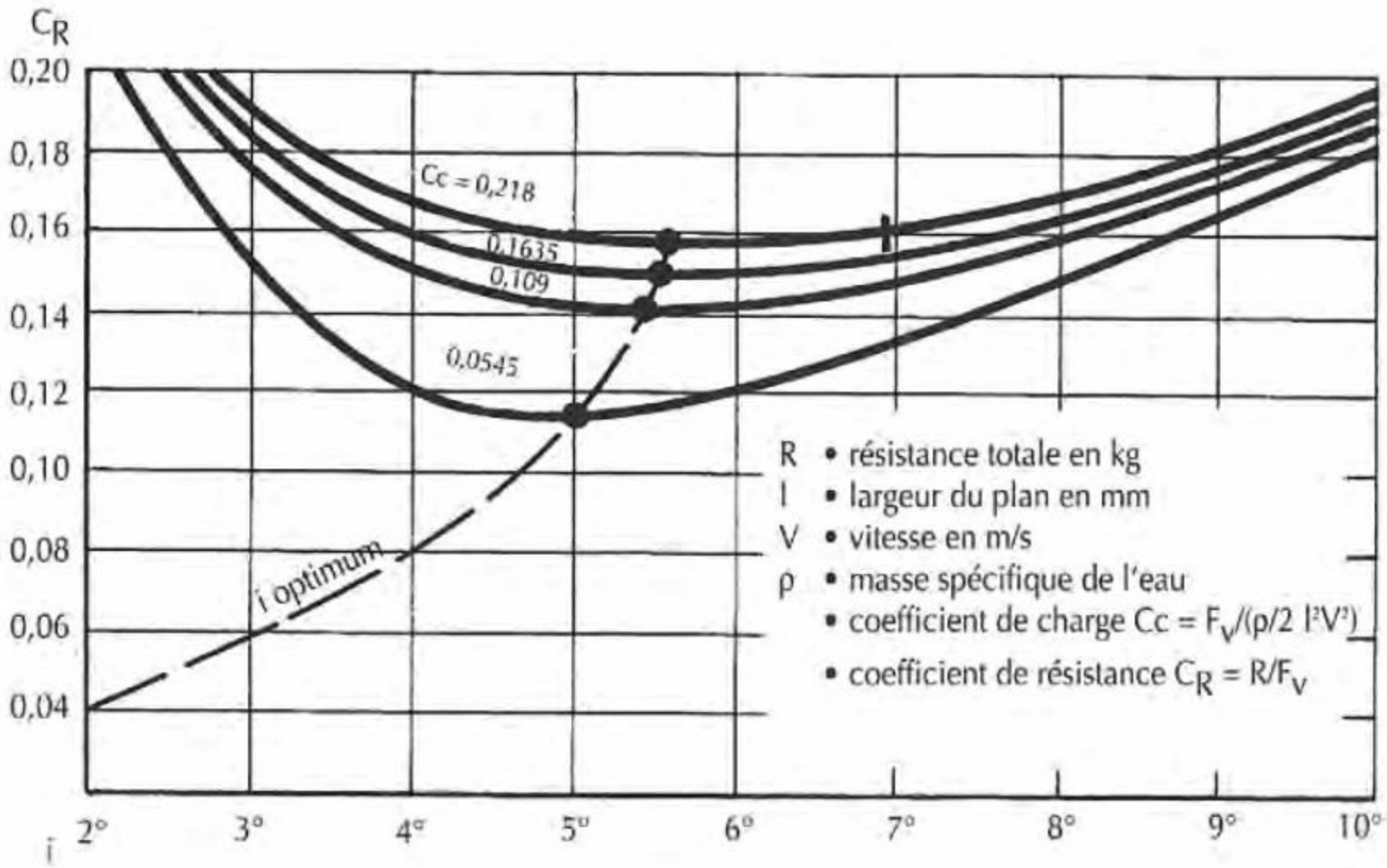


Fig. 5-39 • Résistance d'une plaque plane en fonction de l'angle d'incidence et du coefficient de charge.

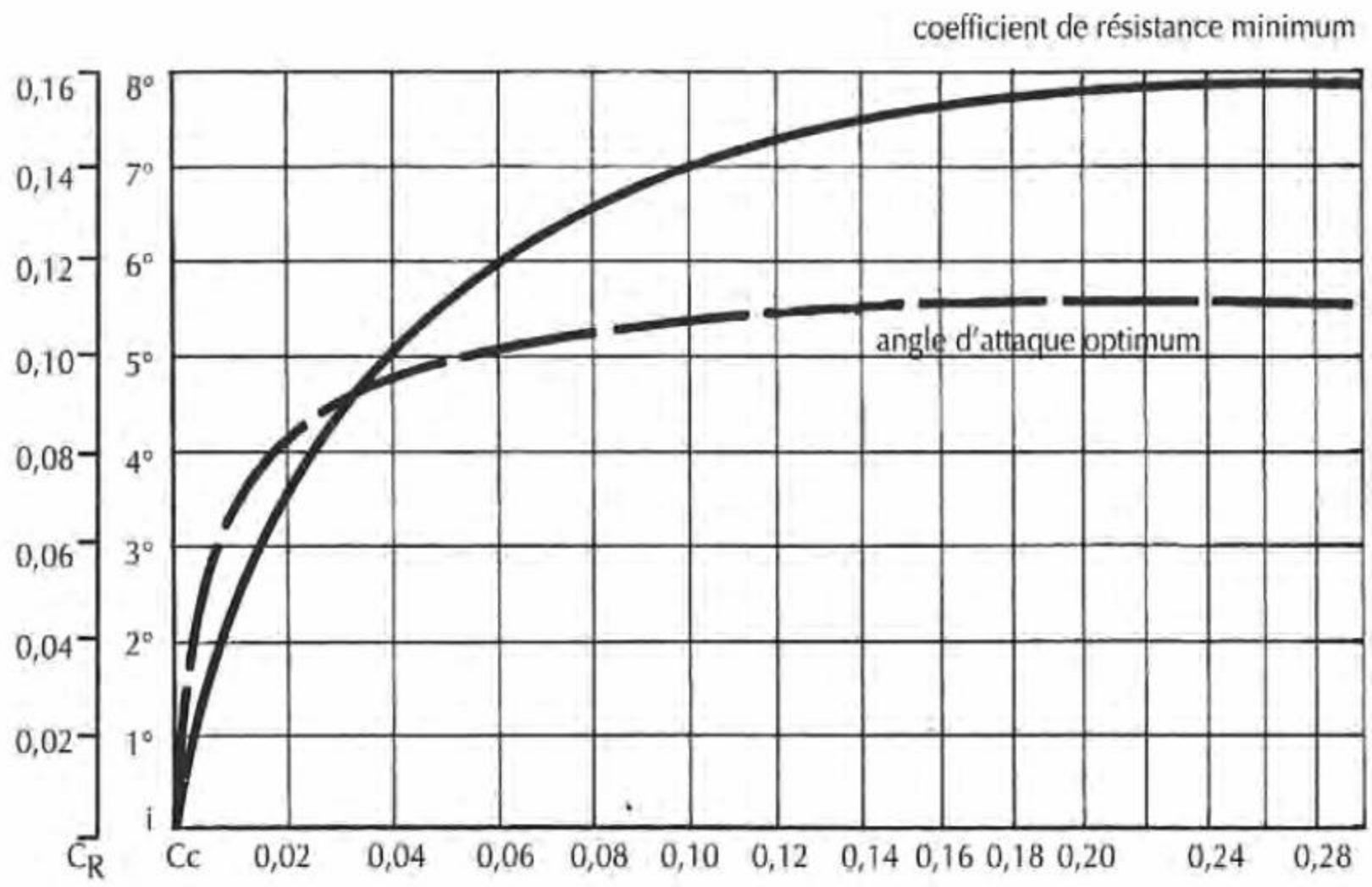


Fig. 5-40 • Coefficient de résistance minimum et angle d'incidence d'un plan planant en fonction du coefficient de charge.

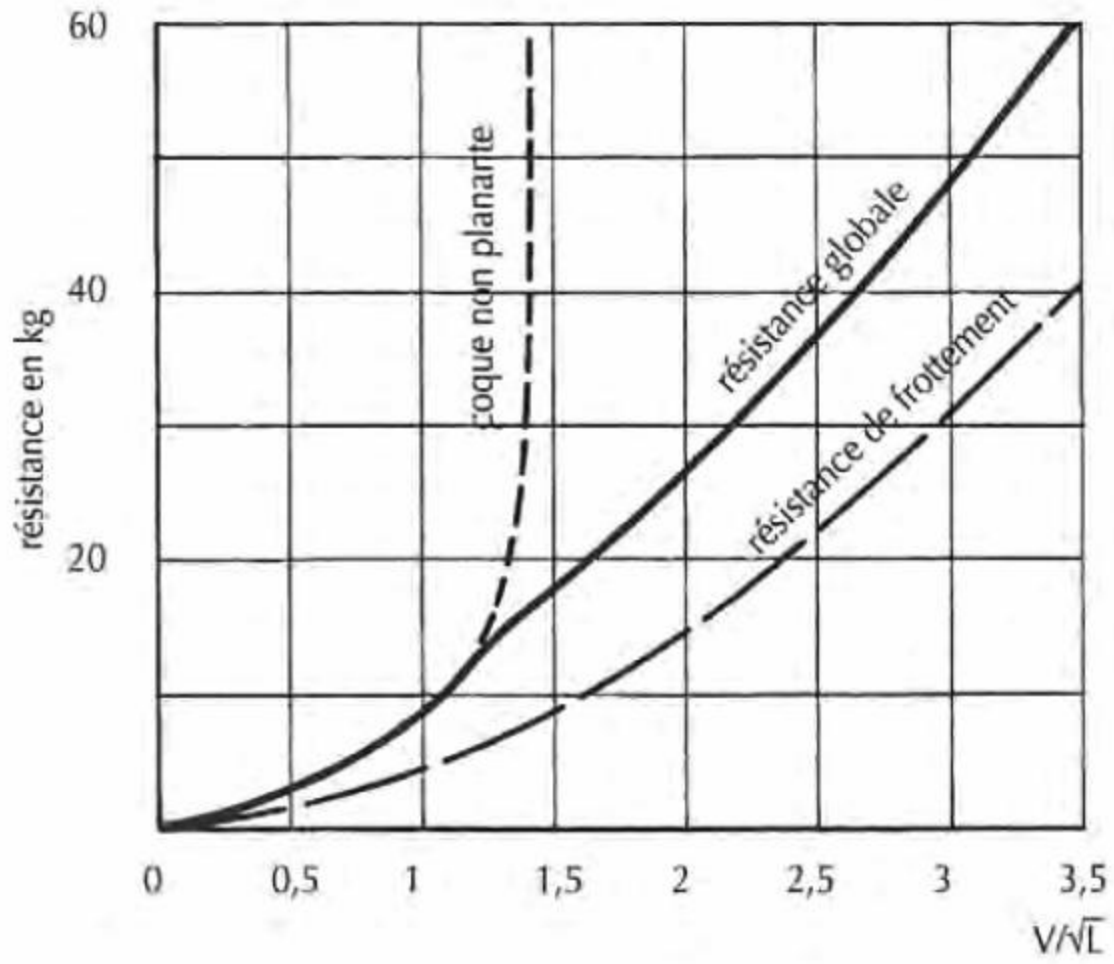


Fig. 5-41 • Courbe de résistance à l'avancement d'un dériveur léger type *505*. En pointillé, la courbe d'une carène non planante.

2 ÉLÉMENTS INTERVENANT SUR LE RENDEMENT AU PLANING

Ces éléments sont de deux sortes selon qu'ils sont liés aux caractéristiques mêmes du bateau ou aux formes de la carène. Parmi ces caractéristiques, celle qu'il faut considérer en priorité est bien sûr le poids ou plus exactement la charge qu'il va exercer par unité de surface portante. La valeur de la surface intéressée au planing étant très difficile à définir *a priori* on admet généralement qu'elle est égale au plan de flottaison $\mathbf{S_{fl}}$, et la charge s'établit comme le rapport $\Delta/\mathbf{S_{fl}}$. Cette surface étant elle-même rarement donnée dans les caractéristiques on utilise alors le rapport déplacement/longueur dans sa forme $\Delta/(\mathbf{L_{fl}}/100)^3$.

Le TABLEAU **5/III** donne quelques exemples de ces coefficients. La valeur maximum admissible pour $\Delta/(\mathbf{L_{fl}}/100)^3$ est aux environs de 50.

Avant de pouvoir dépasser sa vitesse limite, une coque doit d'abord être capable de l'atteindre ; il est donc nécessaire qu'elle dispose, pour son déplacement, d'une longueur de flottaison suffisante. On peut introduire ce dernier facteur au dénominateur du premier coefficient qui devient $\Delta/\mathbf{S_{fl}} \times \mathbf{L_{fl}}$. Il est facile de concevoir en effet qu'un bateau dont le rapport $\Delta/\mathbf{S_{fl}}$ serait convenable mais dont la surface serait obtenue par une grande largeur au détriment d'une faible longueur pourra difficilement dépasser sa vitesse limite.

TABLEAU 5/III

	Δ/S_{fl}	$\Delta/(L_{fl}/100)^3$	$\Delta/S_{fl} \times L_{fl}$	$S_V/\Delta^{2/3}$
Laser	0,0545	27	0,0141	28,4
Contender	0,0498	18,5	0,0108	33
canoë international	0,0503	11,4	0,0097	34
Finn	0,0716	33,9	0,0177	27
505	0,0749	29,55	0,0164	38,8
FD	0,0620	18,65	0,0110	45,4

La dernière caractéristique importante est la surface de voilure. Celle-ci gouverne en effet directement la force propulsive et il ne servirait à rien d'avoir une coque légère et longue si elle est munie d'un mouchoir de poche en guise de voile. Le coefficient à considérer est donc le rapport surface de voilure/déplacement soit $\mathbf{S_V/\Delta^{2/3}}$.

Ce dernier rapport doit atteindre au moins 27.

La surface de voilure à son tour ne serait rien si l'on ne disposait pas d'une stabilité suffisante pour l'utiliser. Cela ne pose pas de problème pour un dériveur où la stabilité est assurée par le rappel de l'équipage, mais il n'en est pas de même pour un voilier lesté. Malheureusement la stabilité ne pouvant être définie par les seules caractéristiques dimensionnelles on ne peut l'introduire dans un coefficient simple.

Ces caractéristiques ne sont par ailleurs pas les seules à intervenir dans le rendement au planing de la carène et différents éléments de ses formes revêtent une certaine importance.

En particulier le volume des formes arrière devra être important pour tenir compte de l'enfoncement, les sections seront larges et plates et les longitudinales tendues. Tout ceci peut être obtenu facilement si l'on considère qu'en fait cette carène n'est que la partie antérieure d'une carène fictive beaucoup plus longue. Le maître-bau de cette carène fictive se trouve en fait vers l'arrière de la coque réelle.

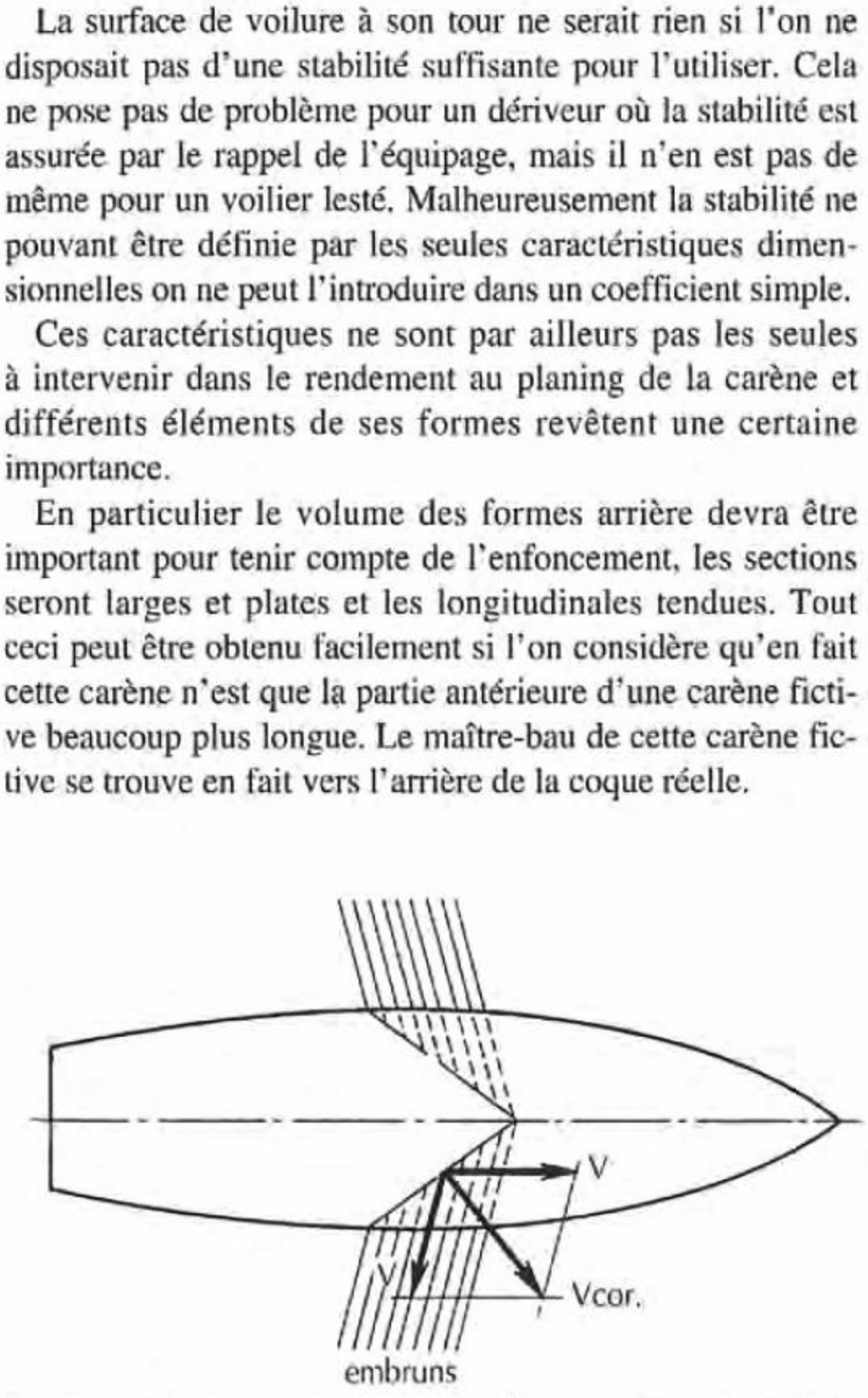


Fig. 5-42 • En présence d'un fond en V, les embruns sont déflé-chis de chaque bord. La vitesse dont il faut tenir compte pour déterminer la force de sustentation est alors la composante des vitesses d'entrée et de sortie de l'eau rejetée.

Le coefficient prismatique devant être élevé les entrées d'eau seront fines mais jamais concaves elles peuvent même être convexes.

Les filets d'eau devant pouvoir s'échapper librement non seulement à l'arrière mais aussi au niveau du système divergent de l'avant, l'arête du tableau arrière devra être aussi vive que possible et un bouchain vif partant du tiers avant de la carène sera favorable.

Mais une carène n'est que rarement pourvue d'un fond absolument plat, plus généralement celui-ci présente un **V** plus ou moins prononcé. Les embruns ne sont plus alors projetés vers l'avant mais défléchis sur les côtés. La vitesse réelle de l'eau déterminant la force **F** sera alors la résultante de la vitesse selon les axes d'entrée et de sortie de l'eau $\mathbf{V_{cor}}$ (FIGURE **5-42**). Plus l'angle des fonds sera fermé, plus l'angle de déflexion sera grand et faible la vitesse corrigée. L'intérêt d'un fond aussi plat que possible est donc évident du seul point de vue de la valeur de la force de sustentation développée.

C ▪ FORCE ANTIDERIVE

Après avoir étudié le cas du voilier en navigation droite, sans gîte ni dérive, ce qui correspond à peu près à l'allure du vent arrière, nous allons voir maintenant comment se développent les forces hydrodynamiques nécessaires et consécutives à la marche au près, c'est-à-dire la force antidérive et les résistances additionnelles qu'elle implique tant directement que par suite de la gîte qui en résulte, tout au moins sur les voiliers lestés.

Nous avons vu (CHAPITRE **II-4** ET CHAPITRE **III-B**) qu'une force de portance antidérive apparaissait lorsque l'ensemble de la coque du voilier se présentait par rapport à sa direction de translation avec un certain angle d'incidence.

Il est certain que tous les éléments de cette coque, la carène proprement dite comme les différents appendices (aileron de quille, gouvernail, etc.), vont tous réagir à cette inclinaison mais de façon différente selon leurs aptitudes.

Pour le flotteur, c'est-à-dire la carène proprement dite, les résultats seront généralement assez mauvais. Tous les écoulements seront perturbés. Au lieu de s'effectuer symétriquement

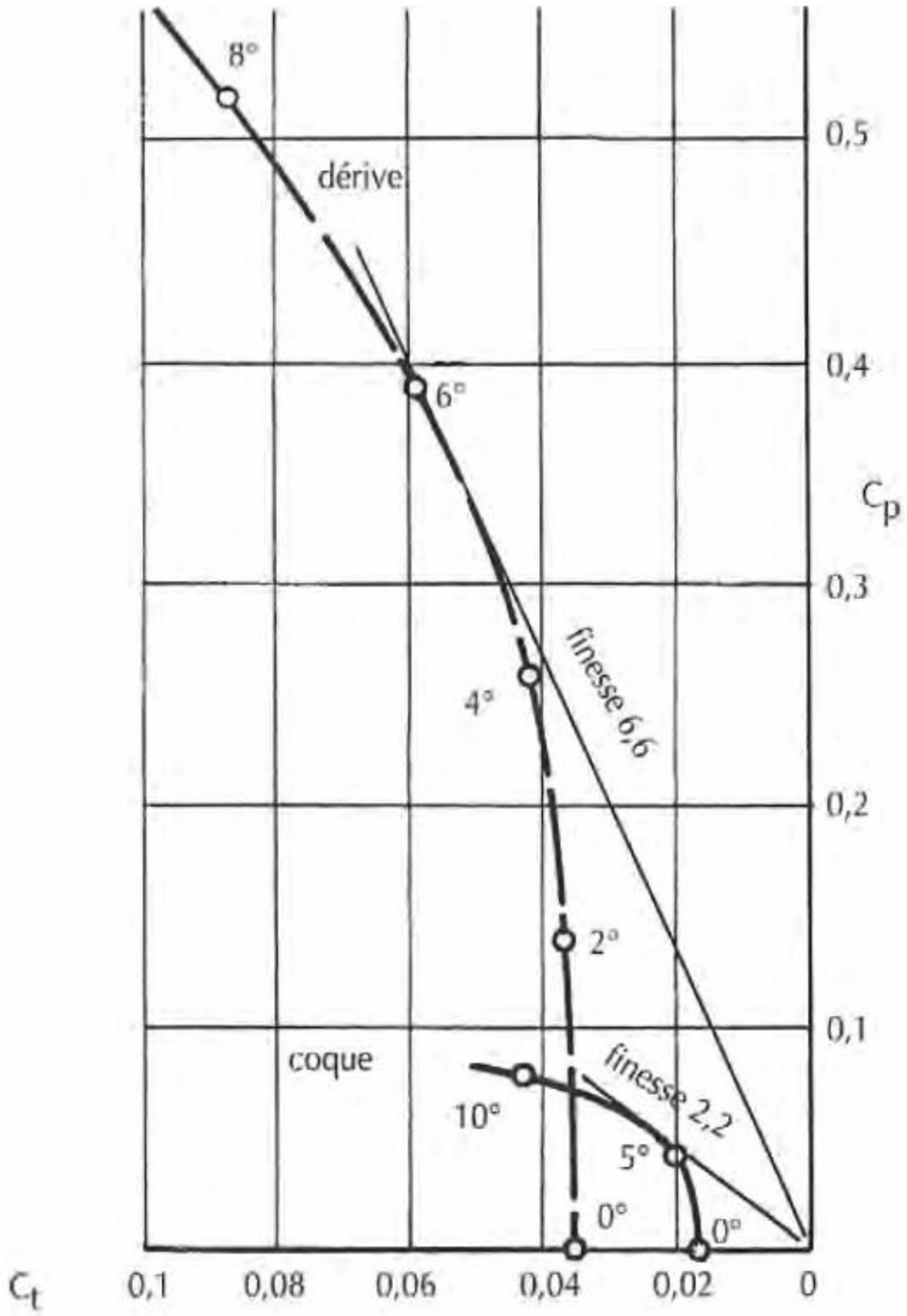


Fig. 5-43 • La comparaison des polaires d'une dérive et d'une coque montre nettement l'infériorité de celle-ci dans sa capacité à développer une portance convenable ; d'autre part, sa finesse est trois fois plus faible que celle de la dérive.

de part et d'autre de l'axe, ils vont essayer de passer sous la carène ce qui se produira d'autant plus facilement que ses formes seront moins profondes et plus aplaties. Les systèmes de vagues seront également perturbés.

On conçoit aisément que pour une force antidérive créée relativement faible, il en résultera une augmentation rapide de la résistance ainsi que le montre la FIGURE **5-43**.

1 RÉPARTITION DE LA FORCE ANTIDÉRIVE ENTRE COQUE ET APPENDICES

L'essentiel de la force antidérive sera donc fourni par les appendices que constituent la quille ou l'aileron et l'ensemble du gouvernail.

Une étude de Pierre de SAIX effectuée au Davidson Laboratory (**8**) nous apporte des renseignements forts complets sur ce sujet. En étudiant séparément et ensemble une carène et un aileron il a été possible de déterminer non seulement la part de chacun mais leur influence réciproque.

La coque étudiée est celle d'un 5,5 m J.I. classique des années 60 où le safran fait partie intégrante de l'aileron porte-lest (FIGURE **5-44**).

En position droite et sans force latérale on voit tout d'abord (FIGURE **5-45**) que la traînée de l'aileron au-dessus de R = 1,5 devient nettement plus élevée en présence de la coque que lorsqu'il est isolé, ceci étant dû à son interférence avec le creux du système de vagues qui devient alors très profond.

On voit d'autre part, que cette traînée est plus élevée de 12 % environ que celle obtenue par la différence des traînées du modèle complet et de sa coque seule, ce qui montre qu'il y a une interaction entre les deux éléments.

Les résultats en gîte et dérive sont donnés dans la FIGURE **5-46**. L'angle α est l'angle d'attaque par rapport à l'eau dans le plan perpendiculaire au plan de symétrie et non dans le plan horizontal, $\alpha = \lambda/\cos\theta$. En fait l'angle d'attaque réel pour le modèle complet est plus élevé en raison du mouvement de l'eau qui comme nous l'avons dit plus haut, tend à passer sous la coque. Sur la hauteur de l'aileron on l'estime égal à $\alpha' = \alpha\,(1 + 2\mathbf{D_H/D_T})$.

Ceci explique en partie pourquoi la force latérale développée par l'aileron en présence de la coque est plus élevée que pour l'aileron seul, le reste étant dû à l'augmentation de l'allongement théorique de l'aileron provoqué par la présence de la coque. Cet allongement théorique varie entre 1 et 0,69 quand le rapport $\mathbf{D_H/D_T}$ passe de 1 à 0,5.

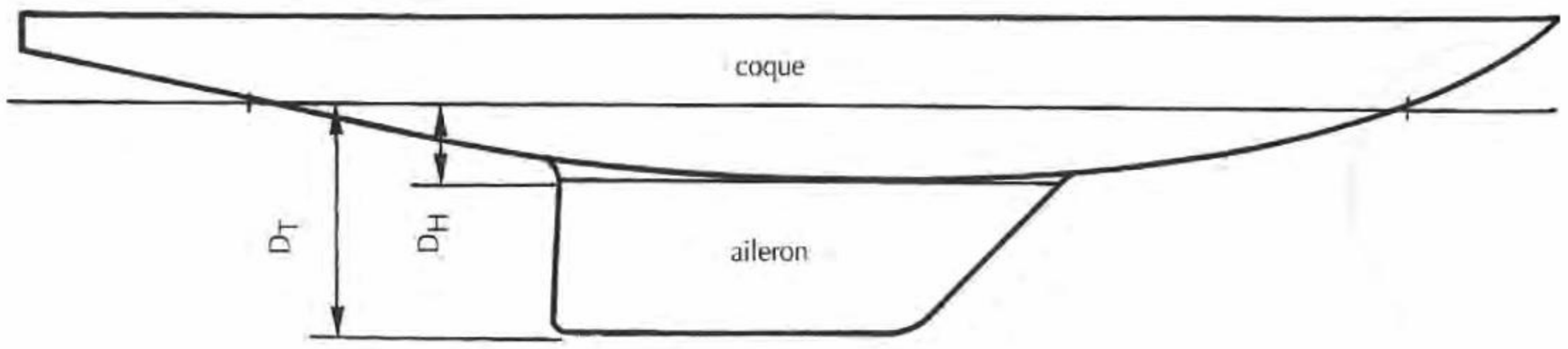


Fig. 5-44 • Le modèle de 5,50 m J.I. qui a servi aux essais du Stevens Institute.

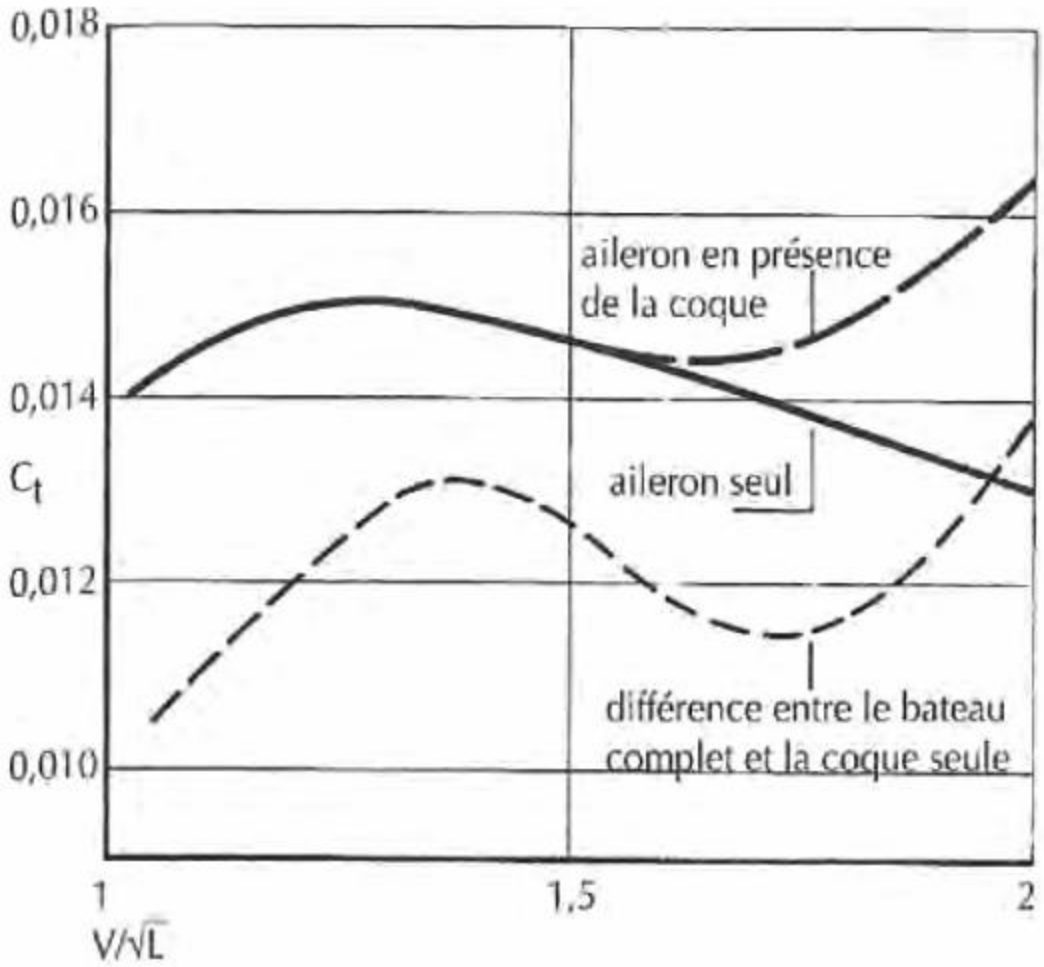


Fig. 5-45 • Evolution de la traînée de l'aileron en fonction de la vitesse. On voit l'influence de la présence de la coque défavorable aux grandes vitesses, mais favorable par contre sur l'ensemble puisque la traînée réelle calculée par différence entre le bateau complet et la coque seule est inférieure à celle de l'aileron seul.

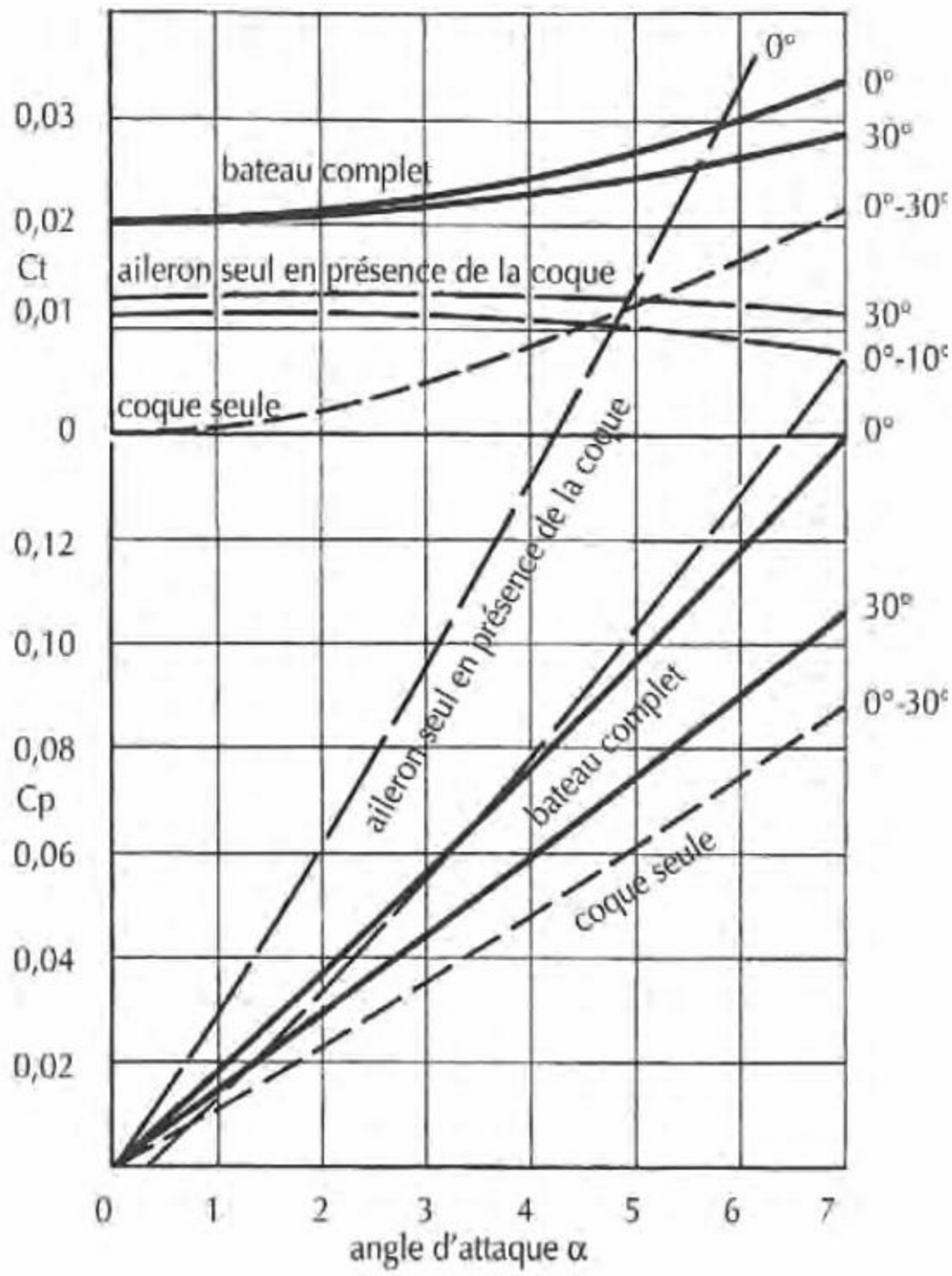


Fig. 5-46 • Valeur des traînées et des portances en fonction de l'angle d'attaque et de la gîte. On notera l'influence extrêmement défavorable de la gîte sur le rendement de l'aileron, puisque pour obtenir une même portance à 30° ou à 0° l'angle d'attaque doit être multiplié par 1,5. Par contre la présence de la coque empêche sa traînée de croître de façon trop importante.

C'est bien sûr, à 0° de gîte que la force latérale atteint sa valeur maximum et la traînée sa valeur minimum. Mais on notera que la force latérale chute à partir d'une gîte de 30° parce qu'alors l'aileron sort dans le creux de la vague.

Les deux éléments de la coque n'ayant pas le même « rendement » en tant que plan antidérive, n'ayant pas par conséquent la même finesse, leur angle d'incidence optimum n'est pas le même.

On conçoit donc l'intérêt que présente la possibilité de modifier l'orientation réciproque de la carène et de l'aileron.

Sur un dériveur comme le 505 dont la surface latérale immergée de la coque est très faible et les fonds très plats, la coque ne peut développer une force antidérive significative qu'à un très grand angle d'incidence et au prix d'une traînée très forte. Ce très grand angle d'incidence réduirait d'autant l'angle d'incidence du plan de voilure avec le vent apparent d'où une chute importante du rendement de la combinaison foc-grand-voile.

Il est donc tentant pour le rendement global d'un bateau de ce type d'éliminer presque complètement la carène dans son rôle antidérive et de confier cette fonction uniquement à la dérive. On va alors envisager de donner à celle-ci une orientation positive qui sera déterminée par son rendement propre.

Il n'en va cependant pas toujours ainsi pour tous les types de bateaux. Sur un catamaran de sport, par exemple, la surface latérale immergée d'une coque est très importante, d'autre part sa grande longueur et la finesse de ses lignes d'eau en font un plan antidérive de bon rendement et il ne peut être question de le négliger dans ce rôle.

Si sur un même graphique (FIGURE 5-47) nous représentons en opposition les polaires de la coque et de la dérive, nous voyons que la finesse maximum (représentée par la tangente aux courbes) est obtenue pour un angle d'incidence de 5° 30 pour la dérive et de 6° 30 pour la coque. Dans ce cas le rendement optimum simultané sera obtenu avec une orientation négative de la dérive de 1°.

Cette différence serait encore plus importante si les dérives étaient constituées de profils courbes ayant une

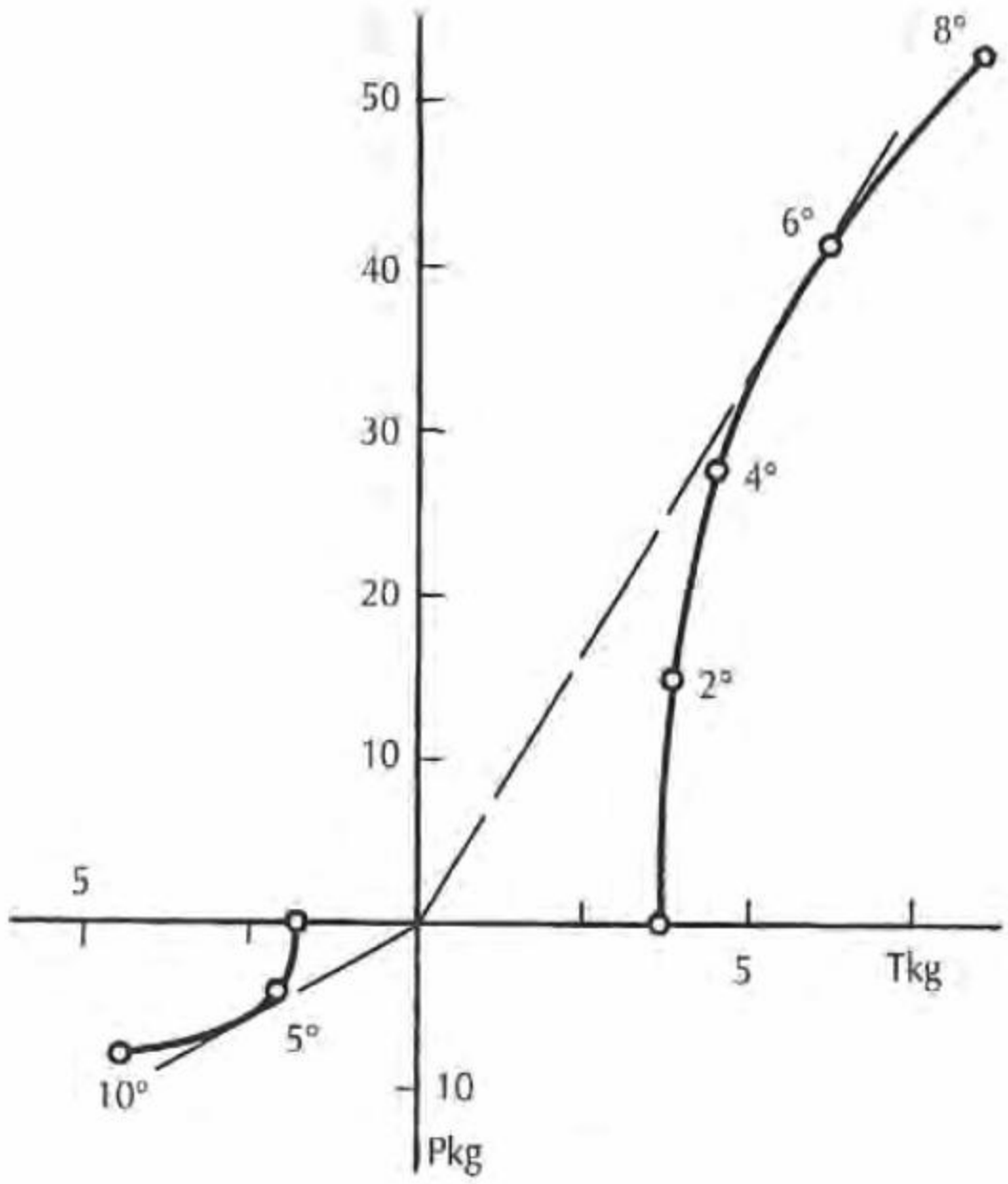


Fig. 5-47 • Mise en parallèle de la coque et de la dérive montrant que la finesse maximum n'étant pas obtenue au même angle il peut être intéressant de donner à la dérive un certain calage.

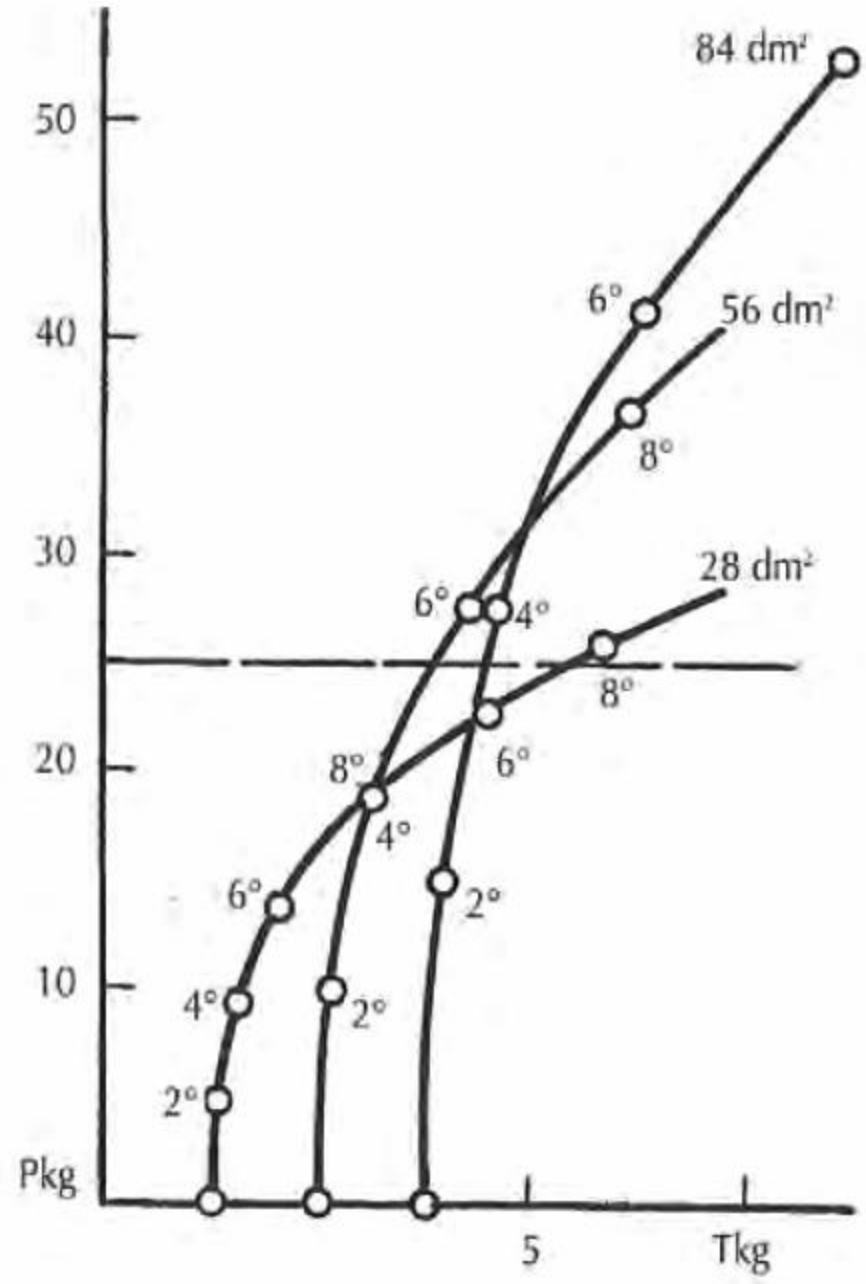


Fig. 5-48 • Polaire des forces développées par trois dérives de surface croissante. Si la portance à développer est par exemple de 25 kg, seule la dérive de 56 dm² convient, toutes les autres ont une traînée supérieure. On notera cependant qu'il est préférable d'avoir trop de surface que pas assez ; en effet, dans le premier cas, l'angle d'attaque diminuera ce qui ne peut être que favorable à la traînée totale du bateau.

finesse beaucoup plus grande à un angle d'incidence plus faible. Ceci pour montrer à quel point il est parfois difficile de déterminer l'incidence exacte à donner à une dérive.

Ainsi dans le cas d'un biquille où les deux ailerons sont immergés simultanément, il est préférable de leur donner un calage positif, faute de quoi l'aileron au vent travaillerait à un angle d'incidence trop élevé, entraînant un accroissement important de sa traînée et, si les deux quilles divergent, une composante verticale augmentant le moment de gîte.

Dans le domaine des voiliers lestés, les tentatives pour expérimenter des ailerons orientables, une des dernières étant en 1971 celle de Dick CARTER avec les one tonner néo-zélandais et allemand *Wai Aniwa* et *Optimist B*, ne semblent pas avoir donné de résultats significatifs, puisque c'est en 1973, alors que sa quille avait été immobilisée pour répondre au nouveau règlement IOR MK III que *Wai Aniwa* devait remporter la One Ton Cup.

2 ÉLÉMENTS DE RENDEMENT DE L'AILERON

Pendant longtemps c'est essentiellement pour des problèmes de résistance mécanique que les lests des voiliers furent placés à l'intérieur des coques. Le lest de la goélette *America* par exemple, était constitué de gueuses de fonte moulées à la forme de l'espace situé entre les membrures. Pendant longtemps une faible partie seulement du lest fut placée sous la quille en bois et ce n'est qu'en 1876 que l'on trouve sur le 10 tonner *Florence* dessiné et construit en Amérique par James REID & Co un lest en plomb entièrement extérieur.

Petit à petit la quille s'approfondit et c'est le grand précurseur Nathanael HERRESHOFF qui le 9 octobre 1891 mit à l'eau le premier voilier à aileron bulbé, le *Dilemma*, un petit sloop de 7,62 m de flottaison muni d'un aileron en acier de

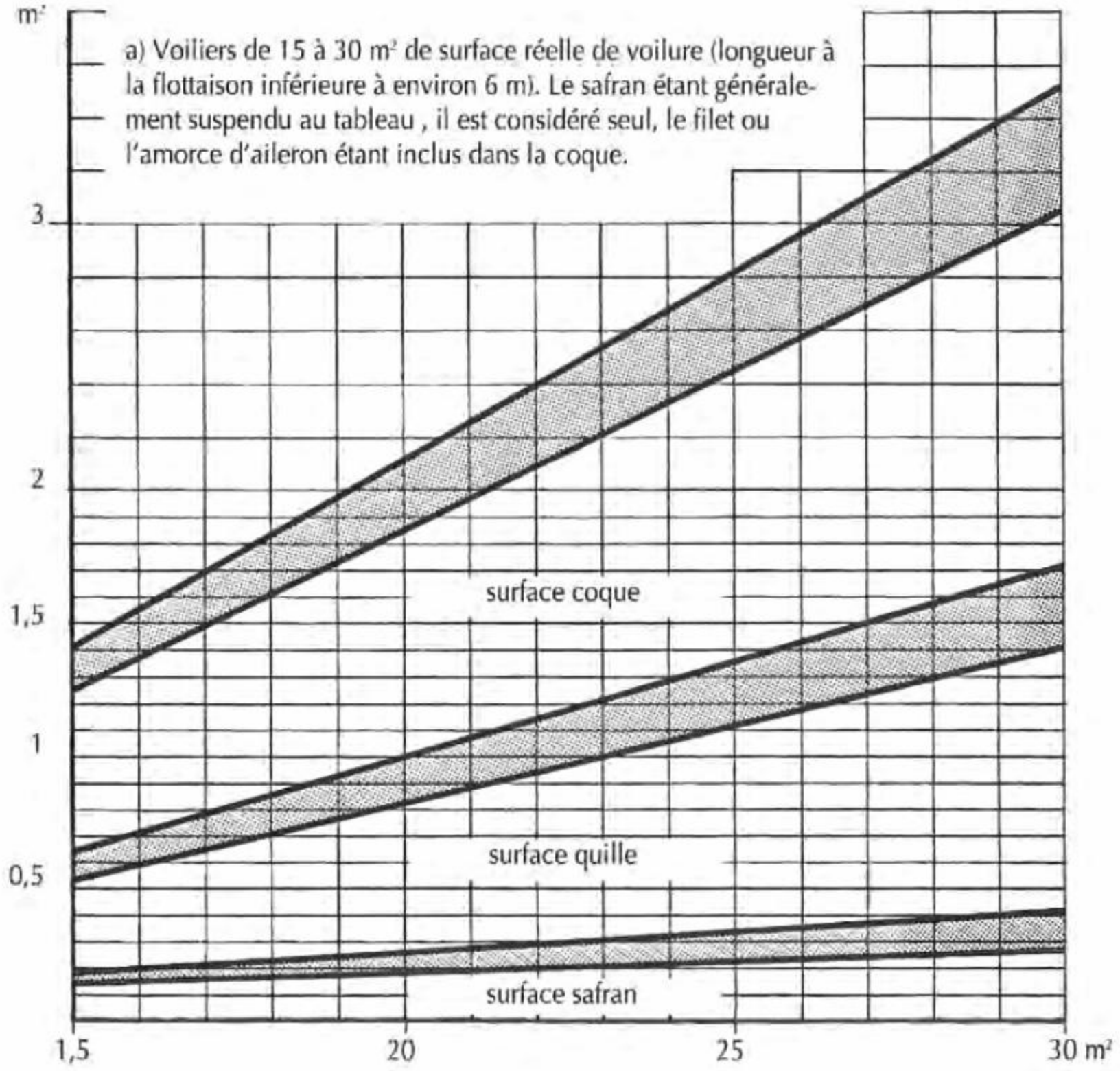


Fig. 5-49 a • Valeur de la surface de dérive en fonction de la surface de voilure. Chaque bande grisée correspond à la tolérance sur la valeur de la somme des éléments précédents : pour la première, le safran seul ou le safran plus un aileron ; pour la deuxième, la valeur précédente plus celle de la surface de la quille ; pour la troisième la surface totale du plan de dérive. Ces graphiques sont valables pour des bateaux modernes avec gouvernail séparé de l'aileron de quille, à déplacement léger ou moyen. Pour les premiers la valeur de la surface de dérive de la coque seule sera voisine du minimum alors qu'elle tendra vers le maximum avec l'accroissement du déplacement. Les valeurs de la surface de la quille tendront vers le minimum avec l'accroissement de son allongement et par conséquent de son rendement.

400 kg, fixé à la coque par des cornières et portant à son extrémité un bulb de 2 tonnes en forme de cigare. A partir de 1893, avec *Jubilee* dessiné par John B. PAYNE et *Pilgrim* par STEWART & BINNEY, les successeurs de E. BURGESS, deux candidats malheureux à la défense de la coupe de l'America, l'aileron lesté indépendant ou *fin keel* faisait son apparition sur les grands yachts de course. L'influence de la réduction du déplacement et de la surface mouillée et la nécessité d'obtenir un rappel de lest de plus en plus important avaient amené l'évolution à son point ultime, il ne restait plus qu'à admettre l'importance du dessin de l'aileron dans son rendement de plan antidérive.

Ce rendement est lié essentiellement à trois caractéristiques, la surface latérale, la forme du contour et le profil des sections.

a ▪ La surface latérale doit être suffisante pour fournir la force antidérive nécessaire avec une réduction maximum de l'angle d'incidence, cependant elle ne doit pas atteindre une valeur telle que l'augmentation de la résistance (principalement de frottement) qui en résulterait annule ce bénéfice.

Si nous traçons sur un même graphique (FIGURE **5-48**) les polaires des forces (et non des coefficients) développées nous voyons qu'une seule de ces surfaces permettra, pour une valeur donnée de la force antidérive à développer, d'obtenir une traînée minimum. Pour chaque valeur de la force antidérive il existe donc une seule surface optimum.

Nous savons que cette force antidérive est égale (mais de sens contraire) à celle développée par la voilure et d'autre part qu'elle est fonction du carré de la vitesse du bateau.

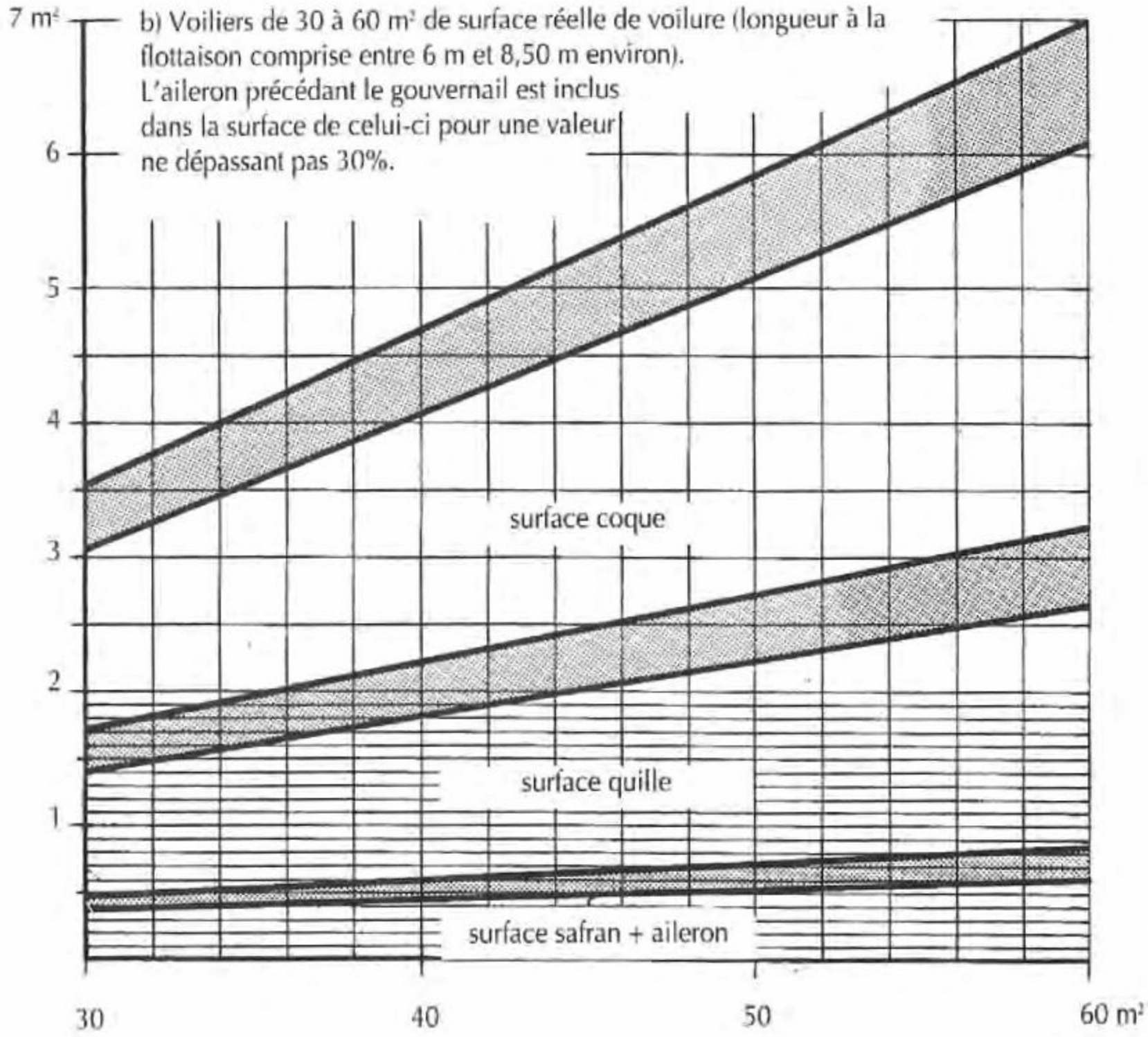


Fig. 5-49 b

Elle est donc variable selon la taille du bateau et de la voilure, le rendement de celle-ci et la vitesse. Plus le bateau est d'un type rapide, catamaran de sport par exemple, plus la surface des plans antidérive peut être réduite.

Mais un bateau n'a pas une vitesse constante et, lors d'un virement de bord par exemple, celle-ci variera, en même temps d'ailleurs que la force vélique, dans des proportions très importantes.

Il peut donc être intéressant d'étudier la relation qui existe entre ces divers éléments.

Au départ la vitesse du bateau étant nulle, le rapport vitesse du bateau/vitesse du vent est égal à 0, on a donc besoin du maximum de surface pour éviter un angle d'incidence trop élevé. Dès que le bateau entre en mouvement, sa vitesse croît plus rapidement que celle du vent apparent.

Le rapport vitesse du bateau/vitesse du vent n'est plus nul et tend vers 1 (ou plus dans le cas d'un multicoque de sport ou un voilier sur glace par exemple). La force développée par la dérive croît très rapidement, l'angle d'incidence se réduit. Lorsqu'il atteint une valeur correspondant à la finesse maximum de la dérive, il faut alors réduire la surface pour ne pas engendrer une traînée inutile.

Si à ce moment le vent force, la vitesse du bateau ne croît plus dans la même proportion, le rapport vitesse du bateau/vitesse du vent tend à nouveau vers 0 et la force latérale augmente.

Pour pouvoir développer une force antidérive correspondante tout en restant à l'angle d'incidence de finesse maximum il va donc falloir augmenter la surface de dérive.

Bien sûr aux allures plus arrivées que le près, où la force latérale décroît par rapport à la force propulsive, on a tout intérêt à réduire la surface à la valeur juste nécessaire pour diminuer au maximum la traînée.

On conçoit tout l'intérêt que comportent les formules de dériveur et de dériveur lesté. Les meilleures réalisations semblent avoir été celles de l'Américain Bruce KING avec son one tonner *Terrorist* et son two tonner *Agressive II*. Il utilisait deux dérives non lestées coulissantes, inclinées vers l'extérieur d'un angle de 10° environ, de profil asymétrique et calées à un angle positif.

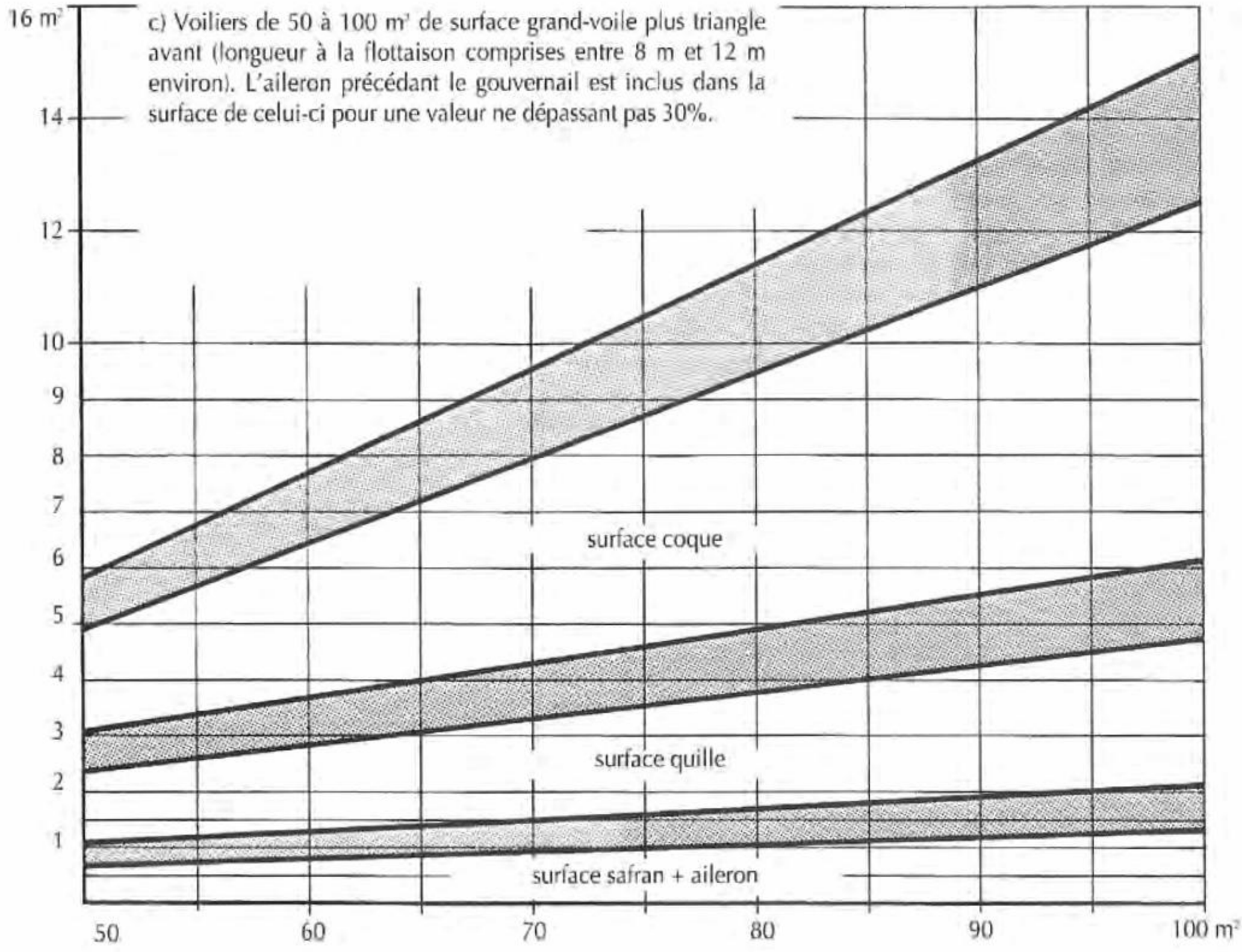


Fig. 5-49 c

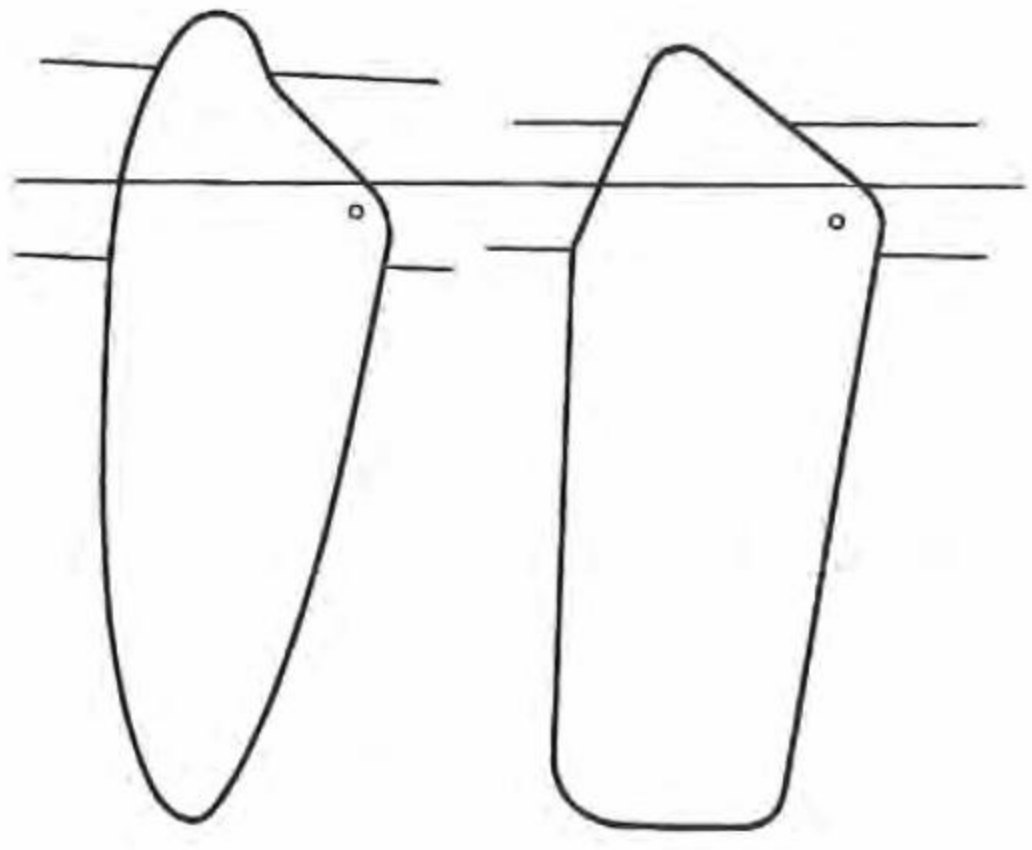


Fig. 5-50 • Deux formes types de dérive, celle du *505* et celle du *FD*.

Il est un autre élément dont il faut tenir compte dans le plan antidérive, c'est le safran. Sa surface, parfois importante sur les petits bateaux doit-elle participer à la création de la force antidérive?

L'étude précédente nous donne la réponse. Au démarrage où nous avons besoin de la surface maximum la dérive doit être avancée de telle façon que l'équilibre entre force latérale et antidérive nécessite de faire intervenir la surface du safran. Ensuite elle reculera progressivement pour éliminer l'influence de celui-ci et en réduire ainsi la traînée. Ce n'est que lorsque le rapport vitesse du bateau/vitesse du vent diminuera et que l'on aura besoin du maximum de surface que le safran devra à nouveau intervenir.

On ne considère pas bien sûr ici, l'équilibre longitudinal et la stabilité latérale qui nécessitent d'autres modifications de la position ou de la valeur de la force antidérive.

Le bateau étant supposé avoir une stabilité suffisante pour utiliser la voilure dans les conditions optimales, on peut déterminer pour différentes dimensions de voiliers quel est

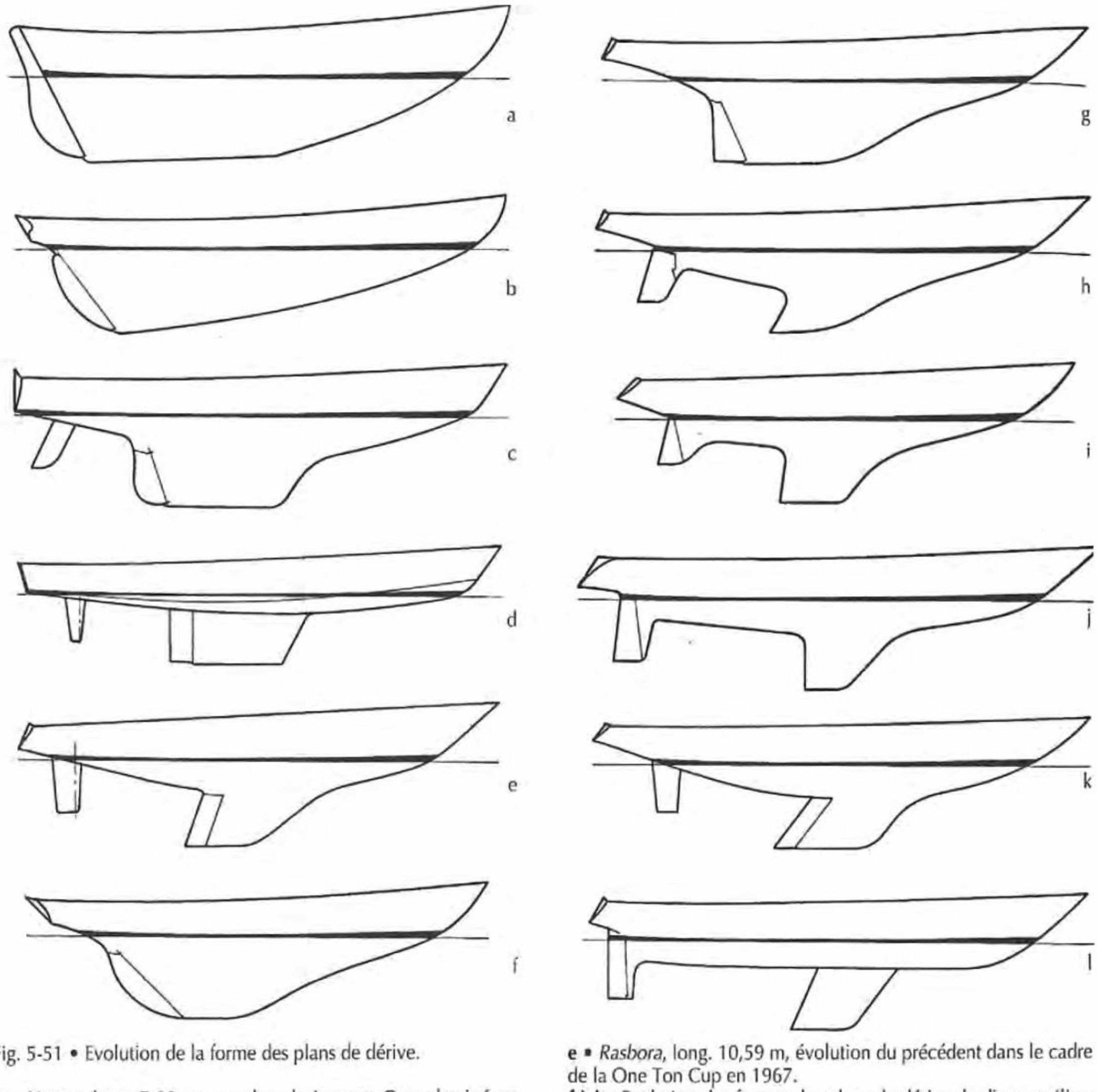
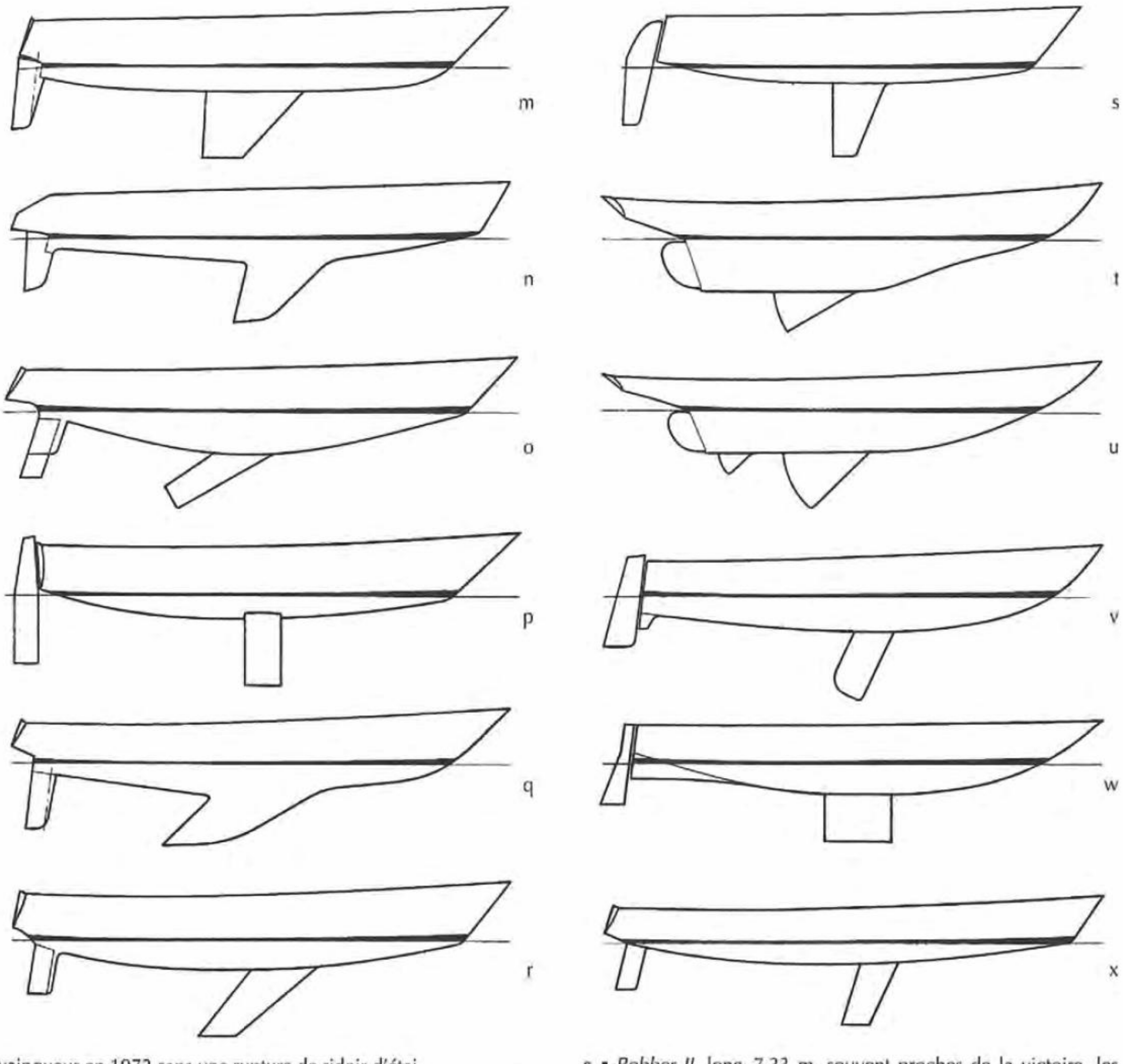


Fig. 5-51 • Evolution de la forme des plans de dérive.

a ▪ *Vertue*, long. 7,66 m, un plan de Laurent GILES dessiné en 1936.
b ▪ *Nina*, long. 18 m, une goélette de Starling BURGESS de 1927 ; elle remportait encore la course des Bermudes en 1962. Le centre de dérive reculé est très adapté au gréement de goélette.
c ▪ *Feather III*, long. 10,34 m, un des derniers plans de ILLINGWORTH et PRIMROSE de 1963 pour la jauge du RORC. La dérive sabre à l'arrière était nécessaire pour maintenir une stabilité de route suffisante aux allures portantes.
d ▪ *Zeevalk*, long. 10,67 m, dessiné par E.G. van de STADT. Deuxième toutes classes du Fastnet 1951 fut un des premiers bateaux du RORC avec aileron et gouvernail compensé suspendu et le premier à être équipé d'un trimer.
e ▪ *Rasbora*, long. 10,59 m, évolution du précédent dans le cadre de la One Ton Cup en 1967.
f à **j** ▪ Evolution des formes des plans de dérive de divers voiliers dessinés pour la One Ton Cup par O. STEPHENS. (Tous les plans de one tonners sont à la même échelle).
f ▪ *Hestia*, long. 10,41 m, type original vainqueur de la North Sea Race en 1964.
g ▪ *Diana III*, long. 10,98 m, vainqueur de la première One Ton Cup nouvelle formule en 1965.
h ▪ *Clarionet*, long. 10,98 m, 5e en 1966.
i ▪ *5534*, long. 10,23 m, dérivé de *Morningtown*, 4e en 1968.
j ▪ *America Jane II*, long. 11,78 m, 8e en 1974.
k ▪ *Tina*, long. 11,25 m, le début de la suprématie de CARTER sur la One Ton Cup, vainqueur en 1966.
l ▪ *Ydra*, long. 11,28 m, la fin de cette suprématie, il aurait été



vainqueur en 1972 sans une rupture de ridoir d'étai.

m ▪ *Ganbare*, long. 10,82 m, la première œuvre d'une nouvelle vedette de l'architecture Doug PETERSON, vainqueur en 1973.

n ▪ *Prospect of Ponsonby*, long. 10,97 m, dessiné par le Néo-Zélandais Bruce FARR.

o ▪ *Robin Too II*, long. 11,31 m, un des derniers dériveurs dessinés par Ted HOOD pour la One Ton Cup, vainqueur du SORC en 1974.

p ▪ *Terrorist*, long. 10,46 m, ce dériveur de Bruce KING se fit remarquer lors de la 1ère manche de la One Ton Cup de 1974.

q ▪ *CC 46*, long. 14,09 m, un des derniers plans des architectes canadiens CUTHBERTSON et CASSIAN, adeptes de la forme de quille en aileron de requin.

r ▪ *Chance 42/36*, long. 12,85 m, l'architecte américain reste fidèle aux formes dépouillées avec un aileron assez avancé.

s ▪ *Robber II*, long. 7,33 m, souvent proches de la victoire, les architectes suédois P. STAHL et H. LINDQUIST furent les promoteurs du dépouillement des plans pour Quarter Ton Cup.

t ▪ *Finisterre*, long. 11,76 m, sans doute le plus célèbre dériveur lesté dessiné en 1959 pour la jauge du CCA par O. STEPHENS.

u ▪ *Barlovento II*, long. 21,84 m, ce plan de Ph. RHODES est équipé de deux dérives, celle de l'arrière est destinée principalement à l'équilibre au vent arrière.

v ▪ *Red Rooster*, long. 12,56 m, le premier et le plus célèbre dériveur de D. CARTER, premier au nombre de points de l'Admiral's Cup et premier toutes classes au Fasnet en 1969.

w ▪ *Noryema V*, long. 14,94 m, développement du précédent. La jauge IOR a pratiquement condamné depuis les quilles mobiles.

x ▪ *Ondine*, long. 24,10 m, le plus grand dériveur dessiné par Britton CHANCE.

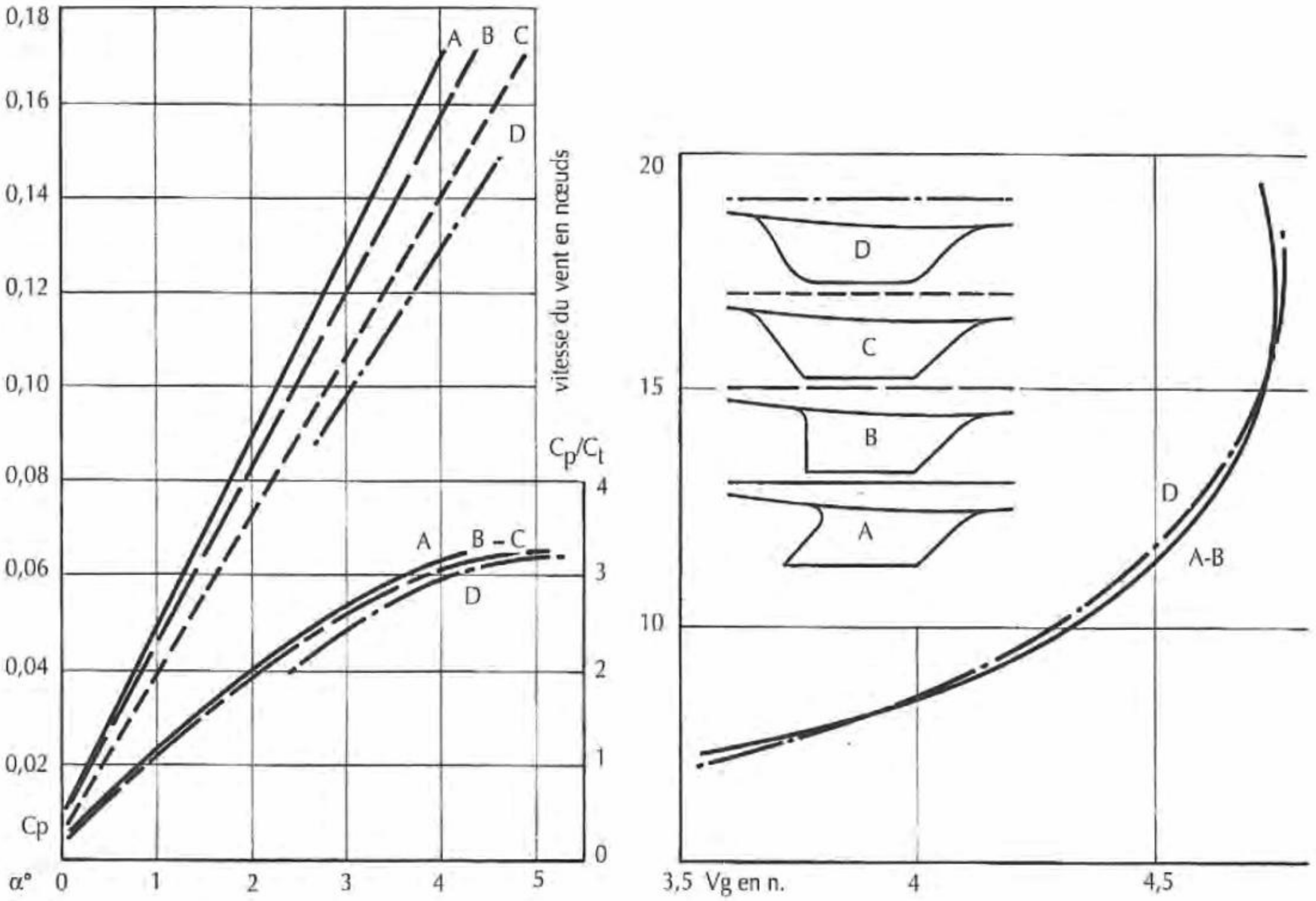


Fig. 5-52 • Variation de la portance et de la finesse de quatre quilles ayant même inclinaison du bord d'attaque mais des formes arrière différentes.

le rapport surface de voilure/surface de dérive et, dans cette dernière, l'importance relative des trois éléments fondamentaux : surface latérale de la carène, surface de la dérive ou de l'aileron porte-lest, surface du safran ou de l'ensemble safran et aileron de gouvernail (FIGURE **5-49**).

b ▪ La forme des dérives et ailerons est définie par trois caractéristiques principales : l'allongement, la forme du contour et l'inclinaison de l'axe principal sur la verticale. Nous savons (CHAPITRE **II-4** D ET E) les principes de base qui gouvernent ces deux premières caractéristiques.

Dans leur application pratique la dérive du 505 représente l'application parfaite de ces principes.

Sa forme est constituée de deux quarts d'ellipse et son allongement est de 2,8 soit un allongement effectif de 4 à 5 (si l'on tient compte des pertes dues à la faible immersion de la carène) qui se situe dans les valeurs optimales (FIGURE **5-50**). Il n'y a aucun intérêt à augmenter l'allongement, le seul résultat obtenu serait un abaissement du centre de pression et une augmentation du bras de levier du couple inclinant.

Une forme plus simple mais de rendement assez proche consiste en un trapèze dont le rapport petite base/grande base est de 0,66 environ. La dérive du FD avec un rapport de 0.75 s'en approche.

La forme des ailerons des bateaux à quille a fortement évolué depuis quelques années pour atteindre à sa solution actuelle du *fin keel* pur totalement indépendant de la carène (FIGURE **5-51**) et à l'aileron à bulb (FIGURE **5-68** ET **5-70**).

Cette évolution se retrouve à travers un certain nombre d'études fondamentales en bassin de carène ou en soufflerie qu'il est intéressant de comparer.

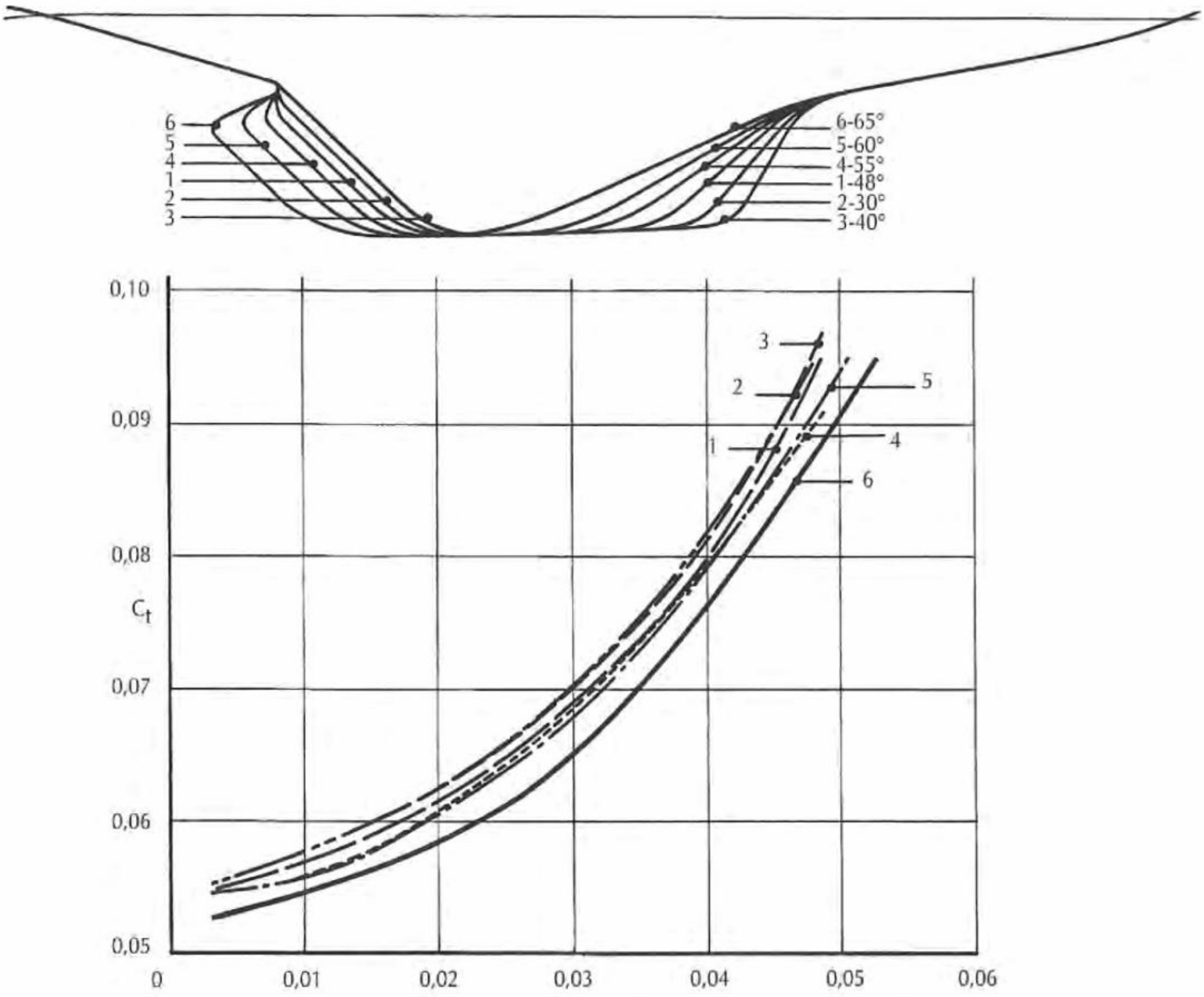


Fig. 5-53 • Valeurs des C_p et C_t pour différentes inclinaisons du bord d'attaque d'un aileron. Surface et longueur de la corde moyenne constantes.

D'une première étude effectuée par Pierre de SAIX au Davidson Laboratory (**9**) la comparaison de quatre quilles de faible allongement représentées FIGURE **5-52** donne l'avantage à la forme A pour le rapport C_p/C_t, mais montre que cet avantage s'annule à partir d'une certaine vitesse en raison de l'abaissement du centre de poussée.

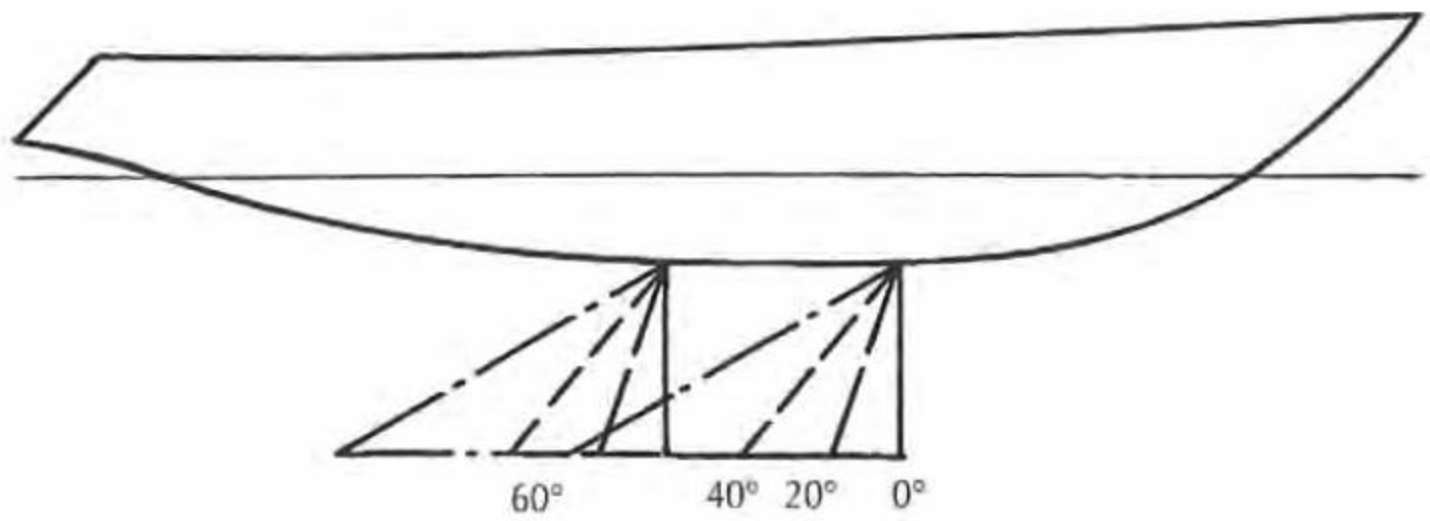
Une étude de sept formes évolutives d'une quille de 5,5 m J.I. par K. Mac LAVERTY à l'Université de Southampton (**10**) donne l'avantage pour le rapport C_p/C_t à une quille très inclinée (FIGURE **5-53**).

Un autre rapport de l'Université de Southampton par J.R. FLEWITT (**11**) sur des quilles étroites à bords parallèles (FIG. **5-54**) donne le meilleur rapport portance/traînée pour les angles d'inclinaison compris entre 20 et 40°.

Les conclusions de ces deux études semblent se contredire, mais il faut savoir que la première a été effectuée en soufflerie donc sans qu'interviennent les interférences avec le creux de la vague.

Cependant les études les plus importantes sont celles de Justin E. KERVIN et Halsey C. HERRESHOFF tous deux du Massachusetts Institute of Technology (**12**), et celle de Pierre de SAIX du Davidson Laboratory au Stevens Institute of Technology. Publiées en 1973 et 1974 elles ont influencé directement la "nouvelle vague" d'architectes comme D. PETERSON et Ron HOLLAND.

La première partie du rapport (**12**) est basée uniquement sur l'étude mathématique des surfaces portantes. Elle montre pour les ailerons trapézoïdaux de même allongement (0,81 soit 1,62 effectif) et un rapport petite base/grande base de 0,66 que la portance ne diminue pratiquement pas pour une inclinaison de 0 à 20°, même si la traînée augmente légèrement.



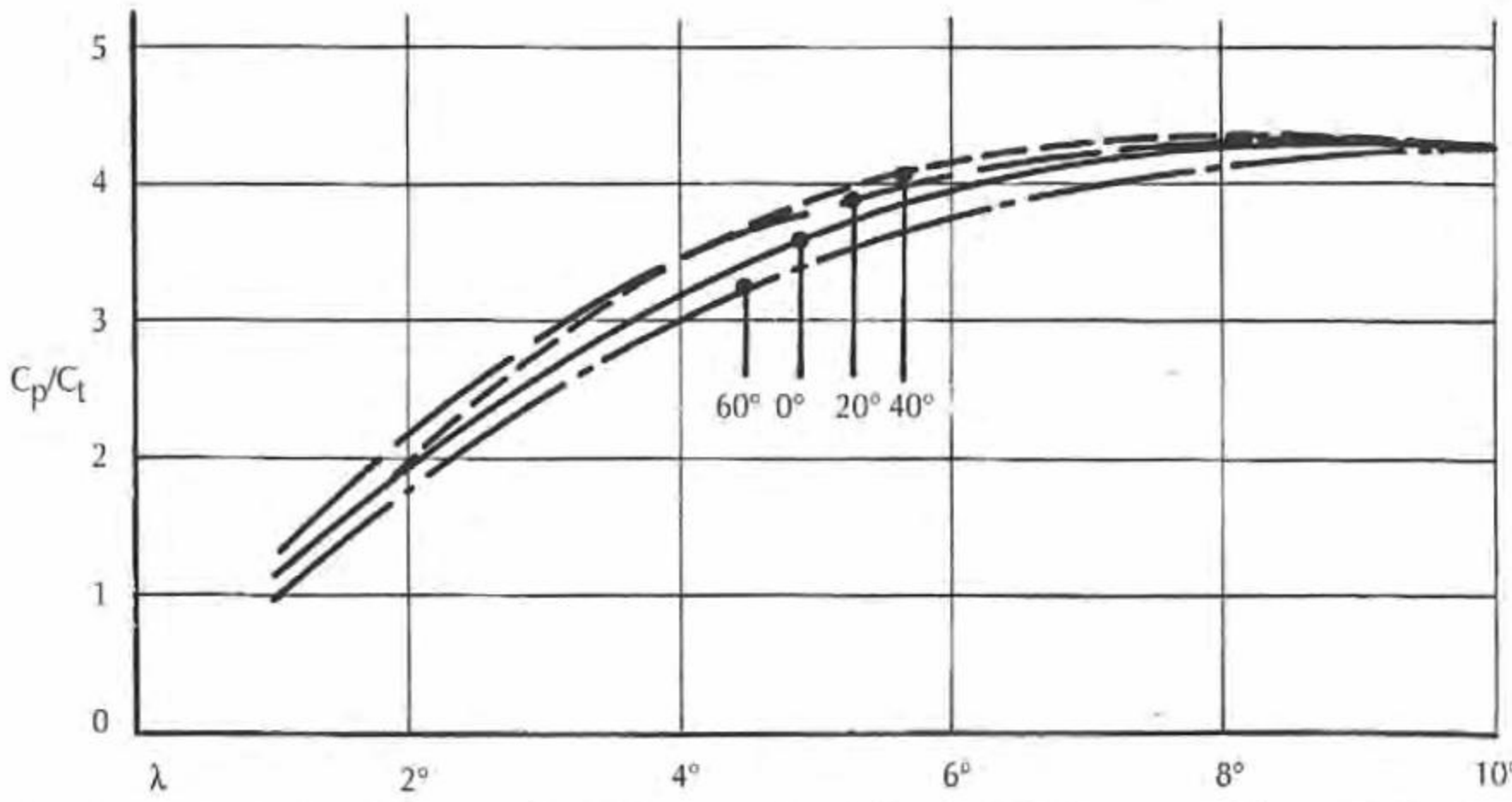


Fig. 5-54 • Variation du rapport portance/traînée en fonction de l'angle d'incidence pour différentes inclinaisons d'un aileron à bords parallèles.

Pour des angles plus élevés les deux résultats se détériorent (FIGURE **5-55**).

La deuxième partie concerne la variation du rapport petite base/grande base. Quelle que soit l'inclinaison plus ce rapport tend vers 0,32, meilleure est la portance et plus faible la traînée (FIGURE **5-56**). Les conditions se détériorent au-delà de 0,32. Si l'on ajoute que le centre de pression descend avec l'augmentation du rapport, le gain sur l'abaissement du centre de gravité n'est pas forcément intéressant.

La seconde étude (**13**) concerne toujours un 5,5 m J.I. dont trois groupes de trois quilles trapézoïdales sont d'allongement et d'inclinaison variables (FIGURE **5-57**). Une des premières conclusions définit l'inclinaison optimum en fonction de l'allongement.

Allongement	0,543	0,855	1,52
Angle d'inclinaison	50°	25°	0°
Volume en dm^3	102,51	79	60,03
Distance du Cg en m sous la flottaison	0,47	0,46	0,45

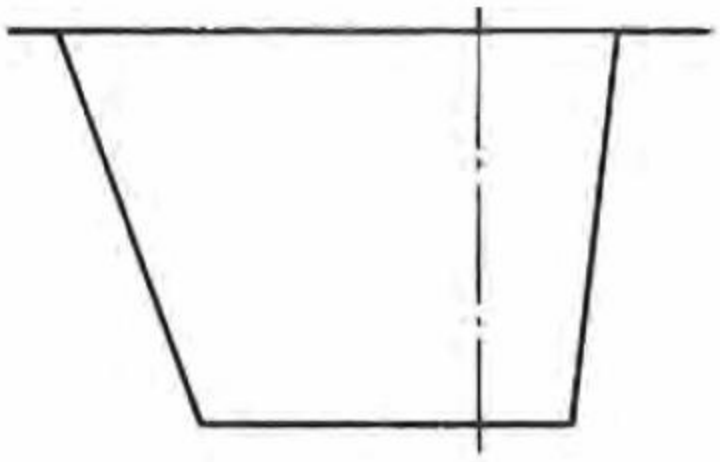
Cependant l'épaisseur relative du profil (10 %) étant la même pour toutes les quilles, celles ayant le plus fort allongement (et par conséquent la corde la plus faible) se trouvaient disposer de moins de volume pour le lest et d'un centre de gravité plus élevé. Le rapport lest/déplacement étant maintenu constant (55 %) il en résulte une perte légère de stabilité. Malgré cela la quille de plus fort allongement permet d'obtenir le meilleur gain au vent au près (FIGURE **5-58**).

En revanche, au vent arrière, sans gîte ni dérive, la traînée des trois quilles est égale.

Si l'augmentation de l'allongement semble être un élément favorable, il ne faut pas oublier cependant que celle-ci entraîne a une diminution de l'angle de décrochage ce qui est particulièrement néfaste en eau agitée, et lors des virements de bord. Cette étude conforte la tendance actuelle des ailerons bulbés verticaux à très forts allongements des voiliers des courses autour du monde et des Class America.

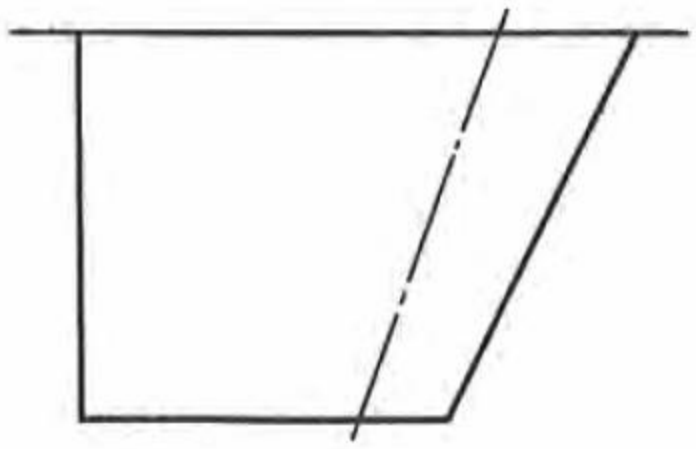
La troisième partie du rapport (**12**) étudie l'influence de la forme de la base et de sa section.

Il en ressort qu'une forme courbe exponentielle est inférieure en rapport $\mathbf{C_p/C_t}$ à une base rectiligne (FIGURE **5-59**).



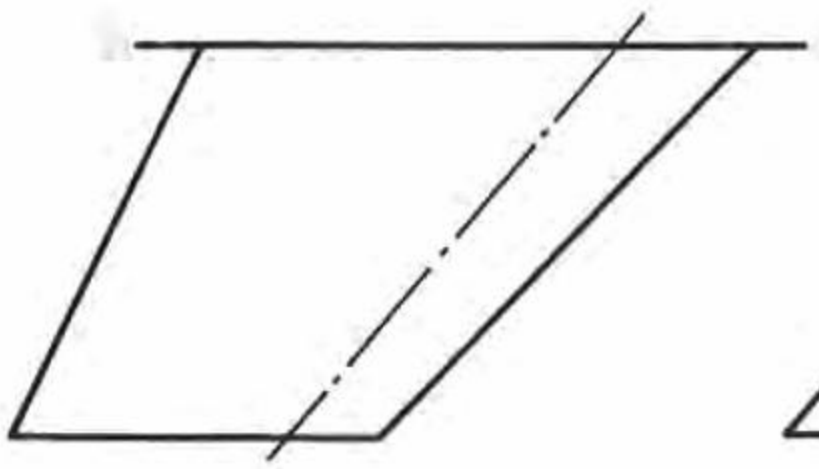
0°

Cp α = 2,11η = 0,998



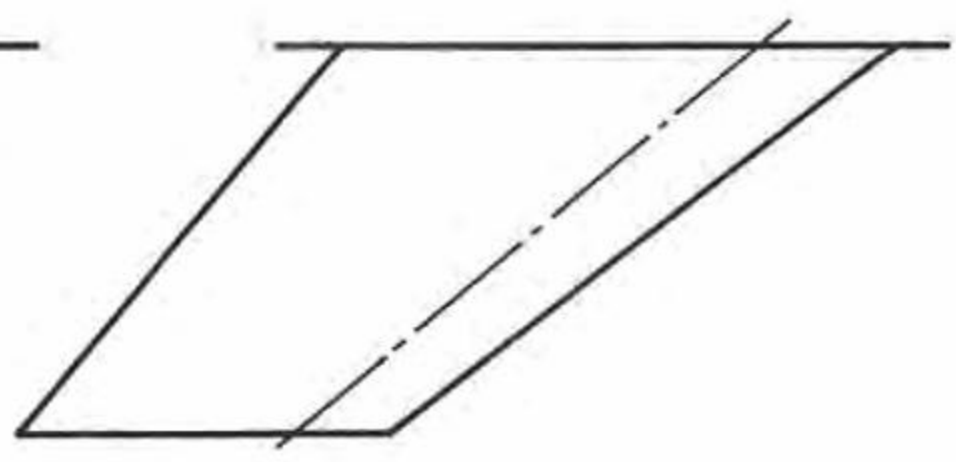
20,5°

Cp α = 2,11η = 0,996



41°

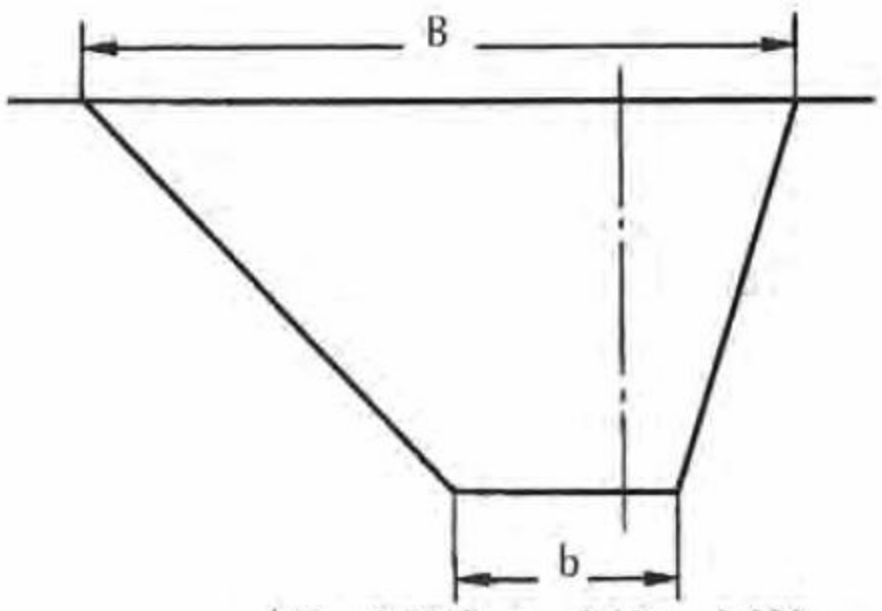
Cp α = 2,06η = 0,993



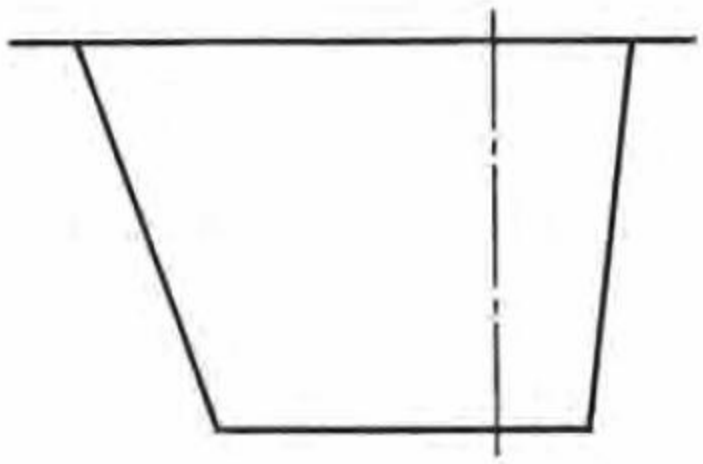
51°

Cp α = 1,96η = 0,987

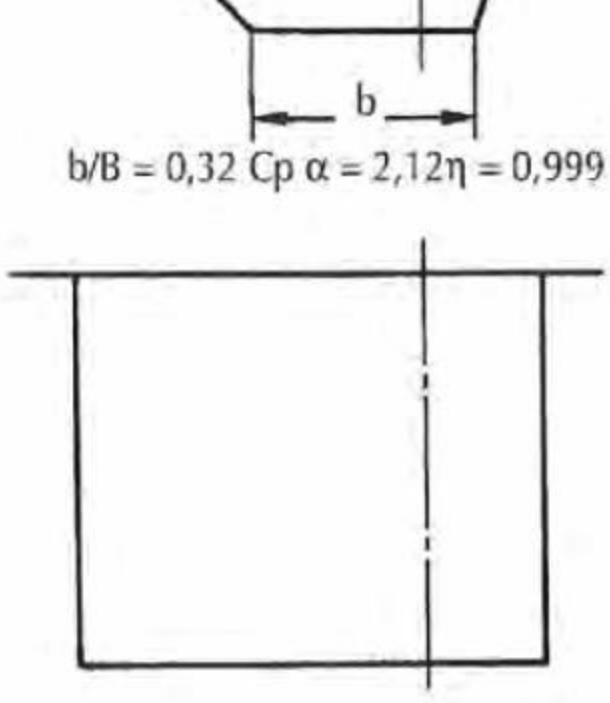
Fig. 5-55 • Variation des caractéristiques en fonction de l'angle d'inclinaison de l'axe situé au quart de la corde. L'allongement de 0,81 et la surface sont constants. L'efficacité η est le rapport de la traînée induite avec celle d'une quille de résistance induite minimum correspondant à une répartition de charge elliptique. C_p est la finesse maximum de l'aileron.



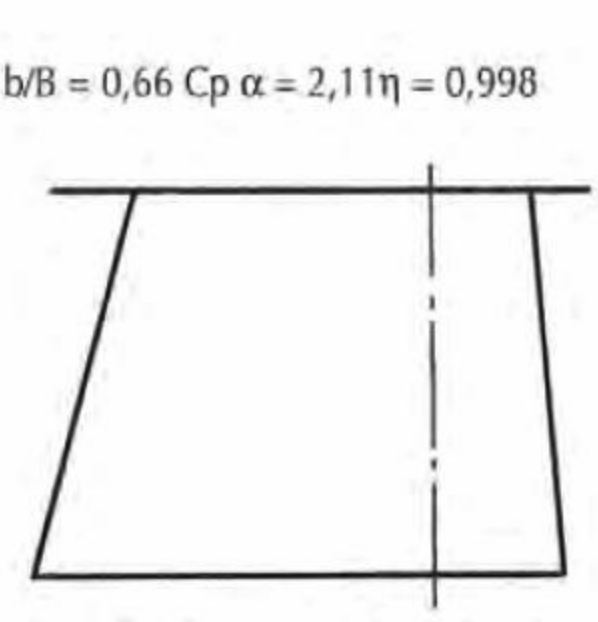
b/B = 0,32 Cp α = 2,12η = 0,999



b/B = 0,66 Cp α = 2,11η = 0,998



b/B = 1 Cp α = 2,09η = 0,996



b/B = 1,34 Cp α = 2,066η = 0,994

Fig. 5-56 • Variation des caractéristiques en fonction du rapport entre la longueur de la base et du sommet de l'aileron. Les caractéristiques sont les mêmes que précédemment.

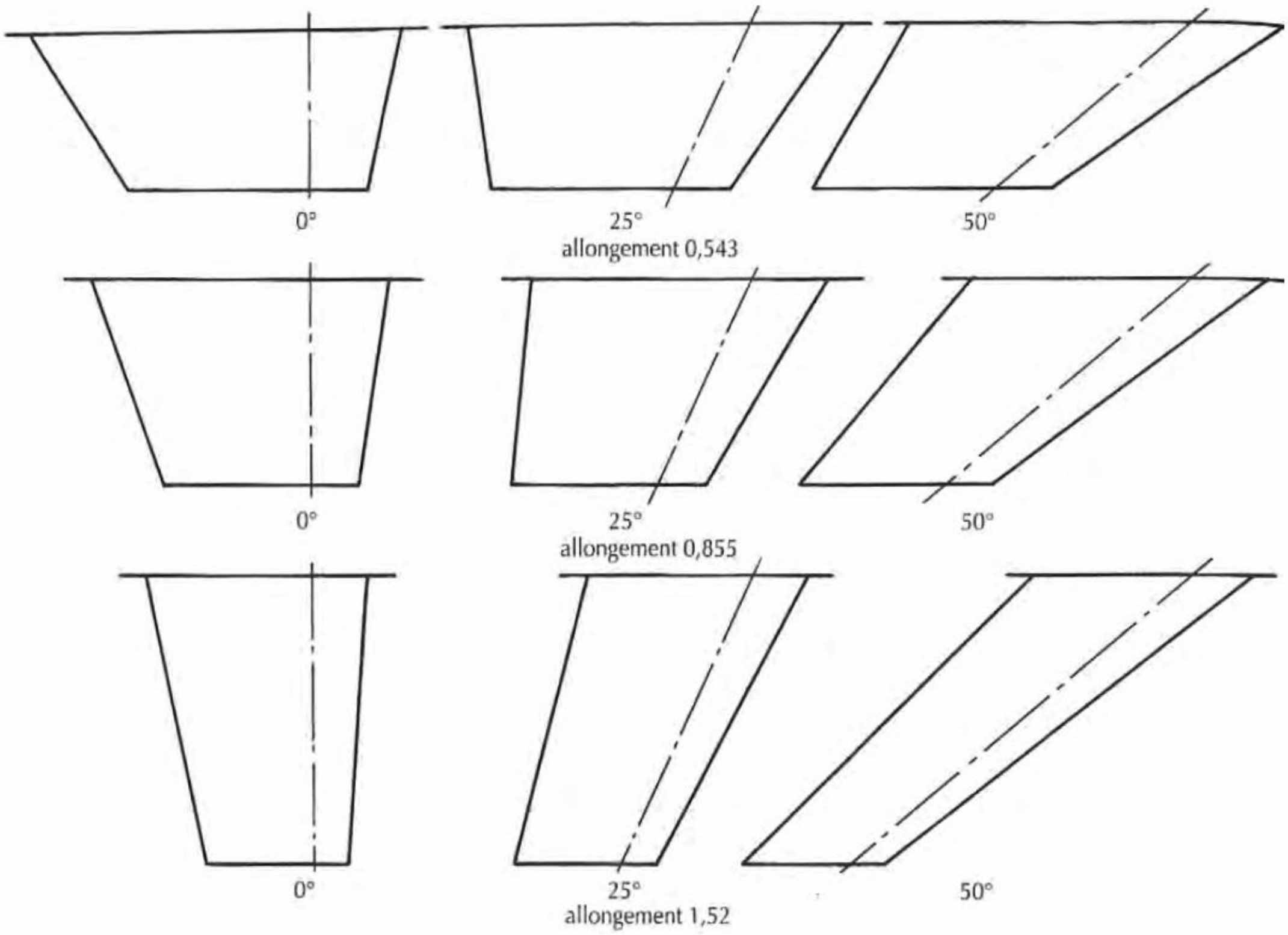


Fig. 5-57 • Différentes formes de quilles étudiées par P. de Saix au Davidson Laboratory.

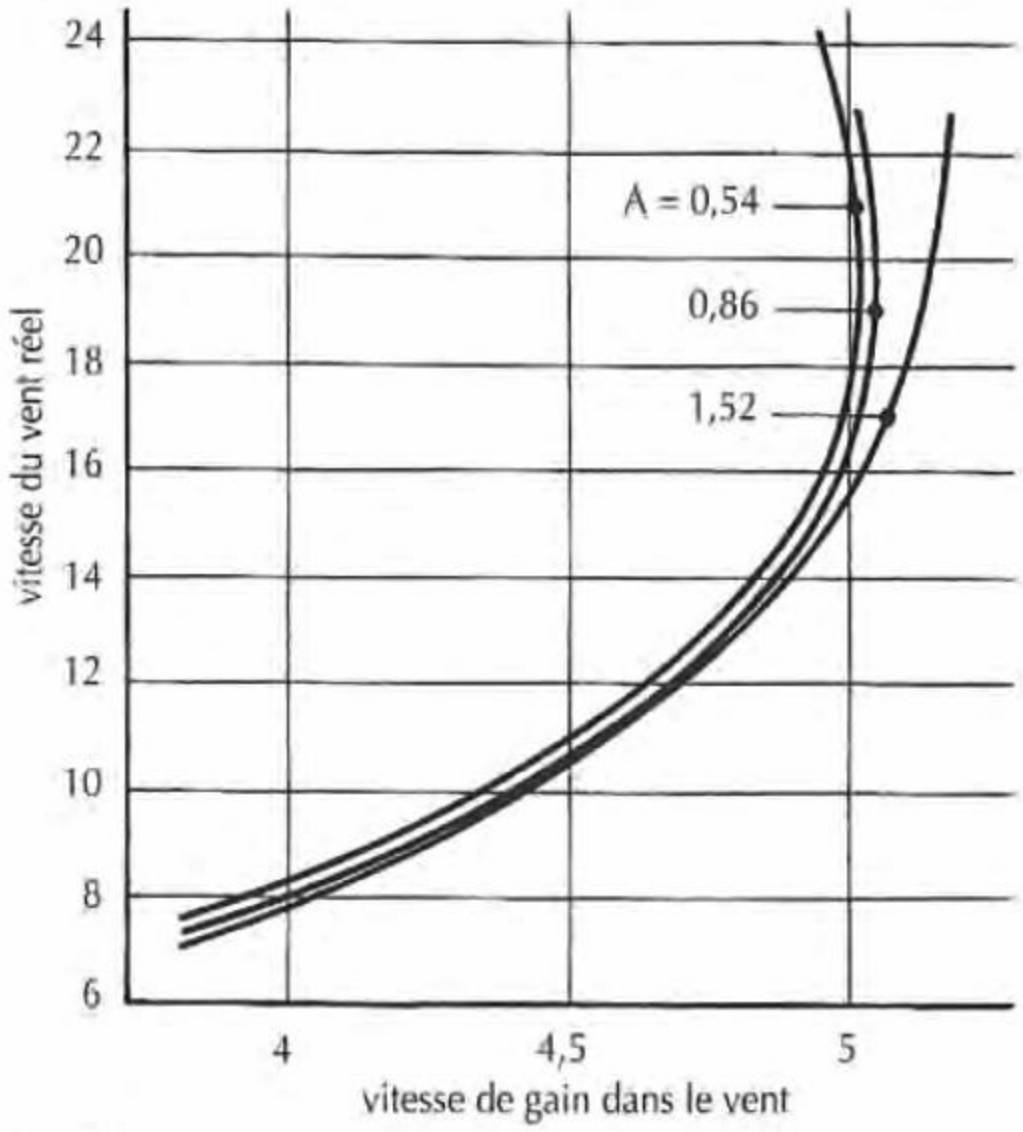


Fig. 5-58 • La vitesse de gain dans le vent au près est plus élevée avec la quille d'allongement 1,52.

La portance de l'aileron à extrémité carrée est supérieure d'environ 9 % à celle des autres formes mais la traînée étant également beaucoup plus élevée c'est l'extrémité arrondie qui semble préférable (**figure 5-60**). Ceci ne confirme pas les conclusions plus théoriques auxquelles nous avions abouti au **chapitre II** et auxquelles personnellement nous restons attaché.

Les essais sur bulb ne sont pas significatifs en raison de leur forme et de leur forte inclinaison sur l'horizontale.

Pour terminer cette étude sur la forme des ailerons de quille il faut citer une étude de W. Benkelman & J.A. Keuning de l'Université de Delft (**14**) qui, si elle n'apporte pas grand-chose de plus que les références (**12**) et (**13**) montre cependant l'importance de l'interférence entre le système de vagues de la carène et celui de l'aileron en particulier aux angles de gîte supérieurs à 15°.

Ceci nous conduit à insister à nouveau sur l'influence de la loi des aires.

Les formes de contour dont nous avons parlé jusqu'à présent s'appliquent principalement à des plans de dérive d'allongement effectif supérieur à 1. Lorsque celui-ci descend en dessous de 1 l'inclinaison de plus en plus forte de l'axe

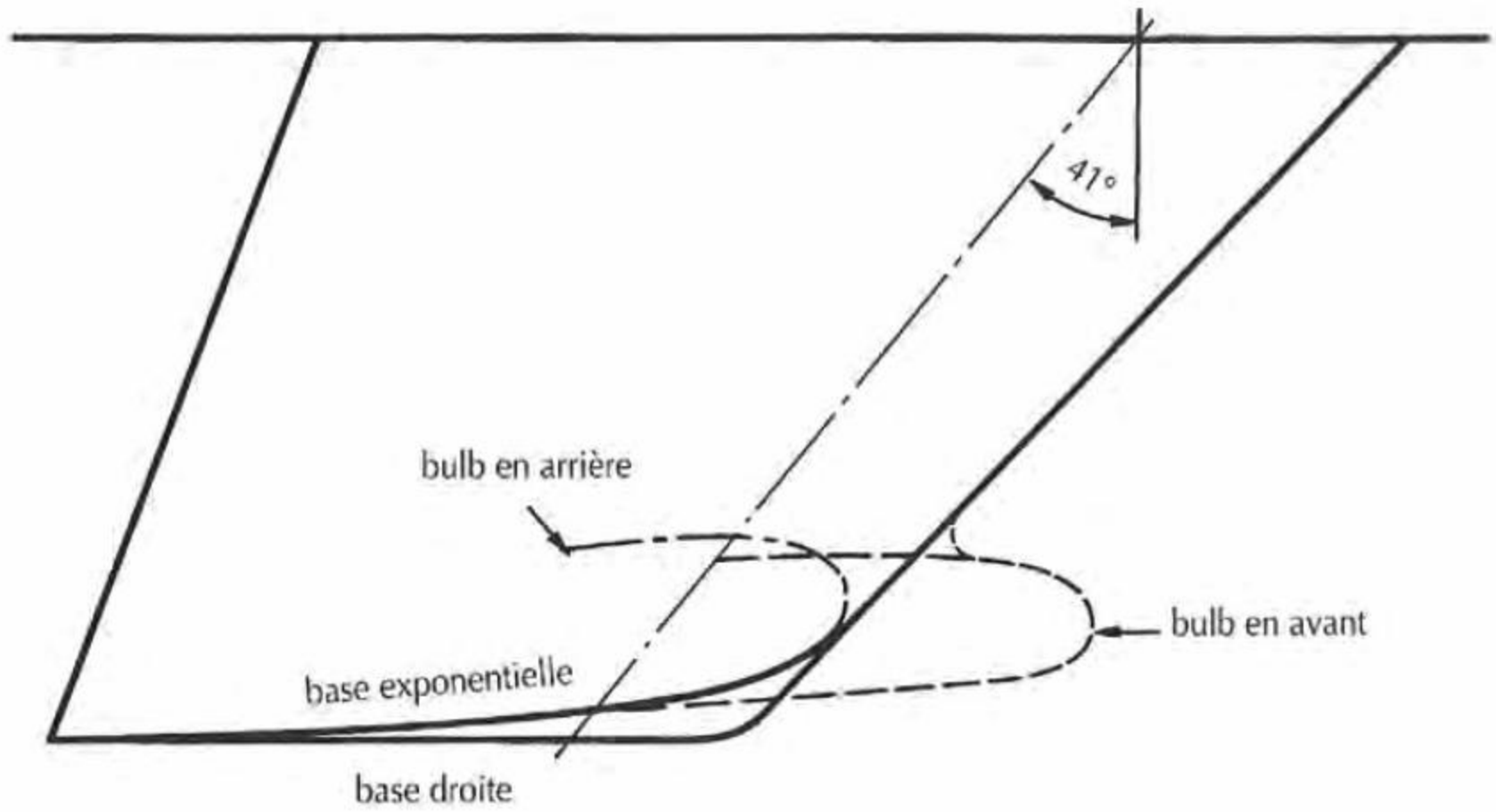


Fig. 5-59 • Différentes formes de la base des quilles étudiées par J.E. KERWIN et H.C. HERRESHOFF. L'inclinaison des bulbs provoque une traînée qui ne permet pas de tirer des conclusions valables de cette étude.

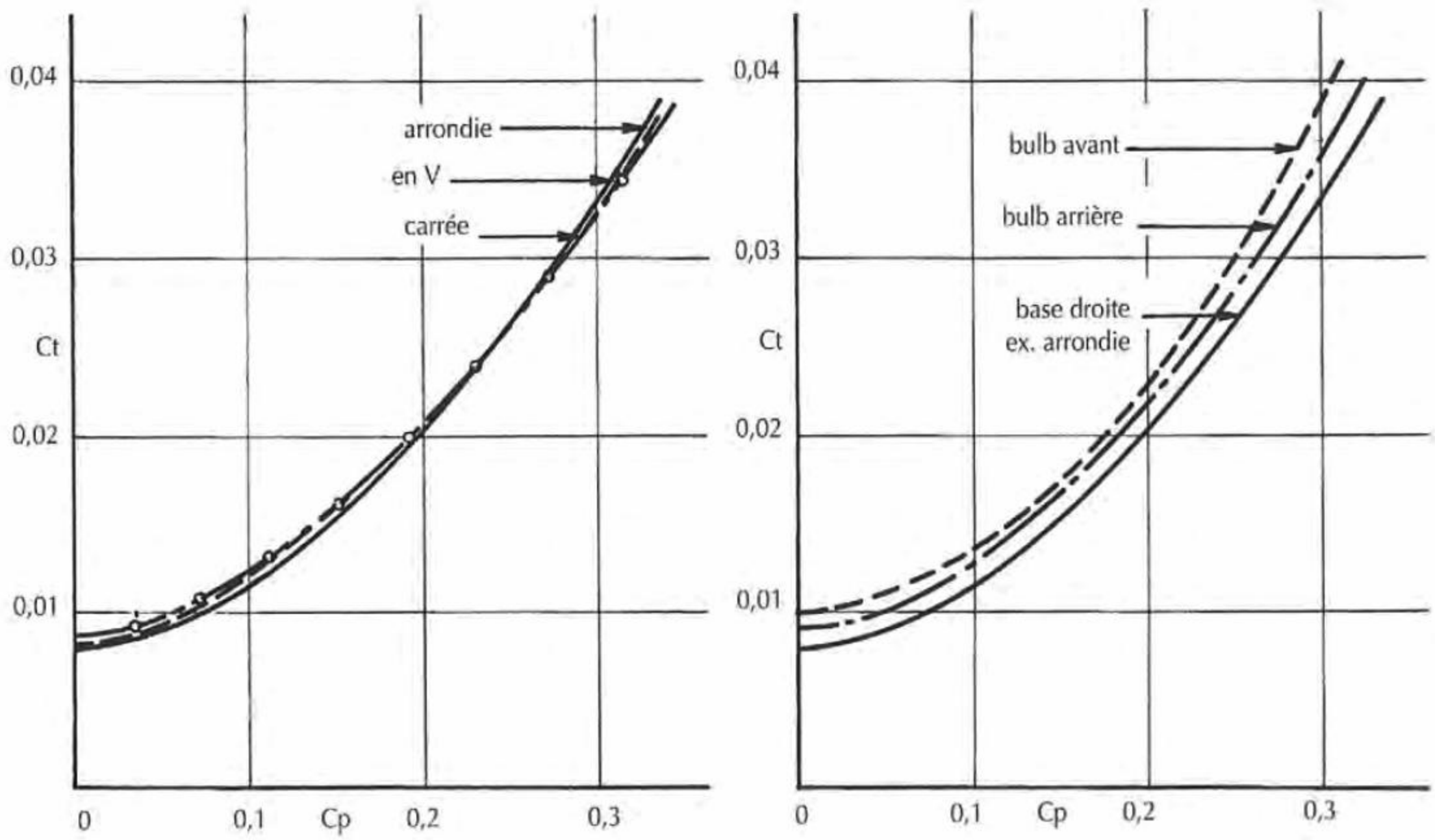


Fig. 5-60 • A gauche les résultats obtenus pour des quilles à sections d'extrémités arrondie, en V et carrée. A droite les résultats obtenus pour les bulbs.

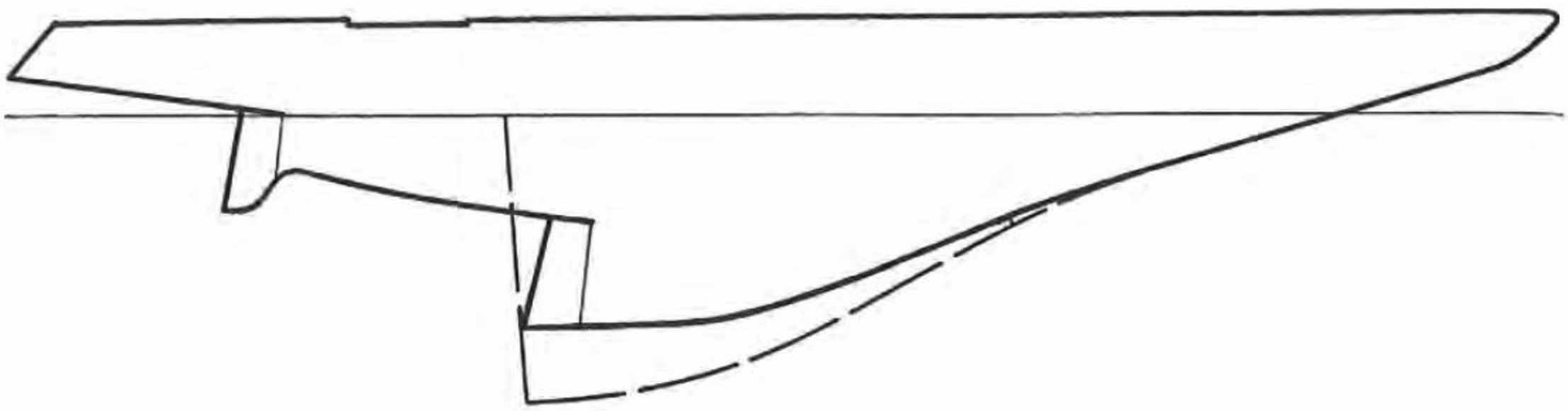


Fig. 5-61 • Comparaison du profil de quille du 12 m J.I. *Courageous* avec l'aile de *Concorde*.

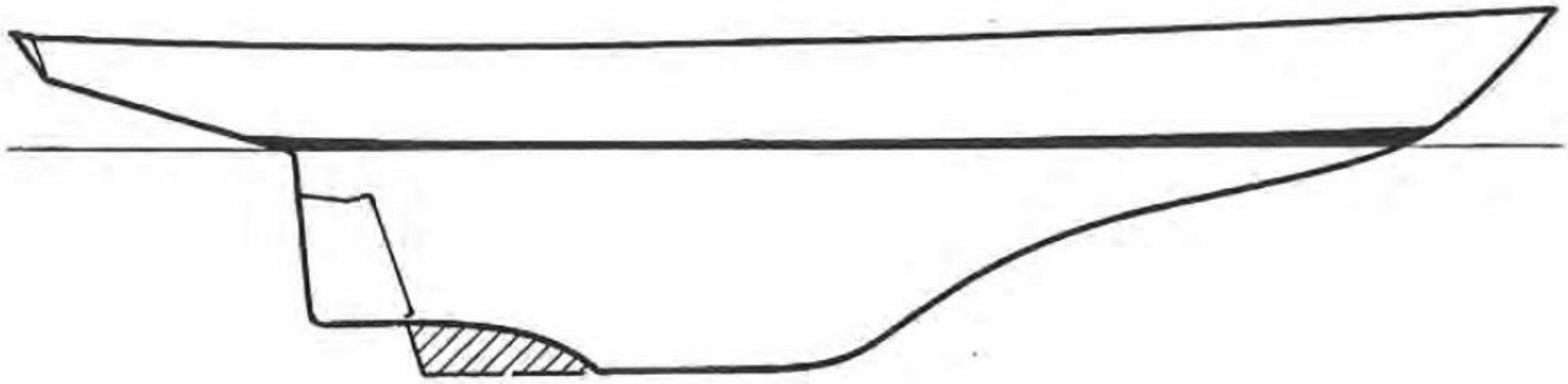


Fig. 5-62 • Pendant la première moitié de son tour du monde, sir Francis CHICHESTER souffrit énormément du manque de stabilité de route de son *Gipsy Moth III*. Le remplissage fixé en arrière du lest à Sydney améliora grandement le défaut.

conduit à adopter des courbes de bord d'attaque en S comme sur les 12 m J.I. qui ne sont pas sans rappeler la forme des ailes d'un avion comme *Concorde* (FIGURE **5-61**), forme destinée à adapter la voilure aux vitesses subsoniques (correspondant sensiblement aux mêmes nombres de REYNOLDS qu'un 12 m J.I.) nécessaires à l'approche et à l'atterrissage.

Toutes ces formes sont dictées par le souci d'obtenir, sur des voiliers de compétition, un rendement maximum. Sur un voilier de croisière pure, d'autres impératifs comme la facilité d'échouage doivent être pris en considération et les formes choisies seront toujours un compromis entre le rendement et la commodité d'emploi.

Quelques précautions sont encore à prendre dans le dessin de la base, elles sont relatives à la stabilité de route. En effet, une base remontant vers l'arrière est génératrice d'instabilité et il sera toujours bon de lui donner un léger angle positif pour éviter qu'un changement d'assiette, courant au vent arrière, ne la fasse basculer dans le mauvais sens. De même toute échancrure du talon de quille est extrêmement préjudiciable ainsi que Sir CHICHESTER avait pu en faire la malheureuse expérience (FIGURE **5-62**).

c ▪ Le dessin des sections est certainement très important et en tout cas un des points sur lesquels des solutions définitives ne sont pas encore en vue, chaque architecte ayant des goûts personnels. On peut être tenté *a priori* et compte tenu du nombre de REYNOLDS relativement bas que l'on rencontre sur les dériveurs, d'utiliser pour ceux-ci un profil laminaire (type NACA 65 par exemple) qui permettrait de bénéficier d'une traînée plus faible, mais ce serait oublier la turbulence naturelle de l'eau.

Aussi, sauf pour les parties situées plus profondément vers l'extrémité de la dérive, et dans les conditions optimales, lac ou mer plate, on s'en tiendra à des sections classiques avec épaisseur maximum au tiers avant type NACA 00XY (les deux derniers chiffres donnent l'épaisseur relative en pourcentage de la corde) dont le TABLEAU **5/IV** donne les dimensions pour deux épaisseurs différentes.

On aura toujours intérêt à se tenir à l'épaisseur la plus faible compatible avec la résistance mécanique, le rapport $\mathbf{C_p/C_t}$ diminuant avec l'augmentation de l'épaisseur et les angles d'incidence pratiques se situant presque toujours en deçà de l'angle de décrochage. Il est cependant un autre facteur dont il faudra tenir compte.

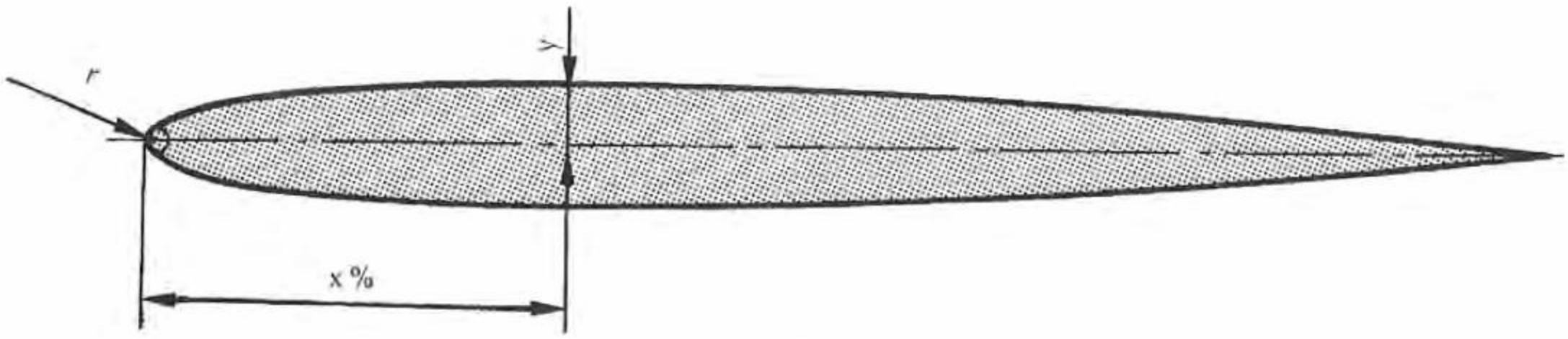


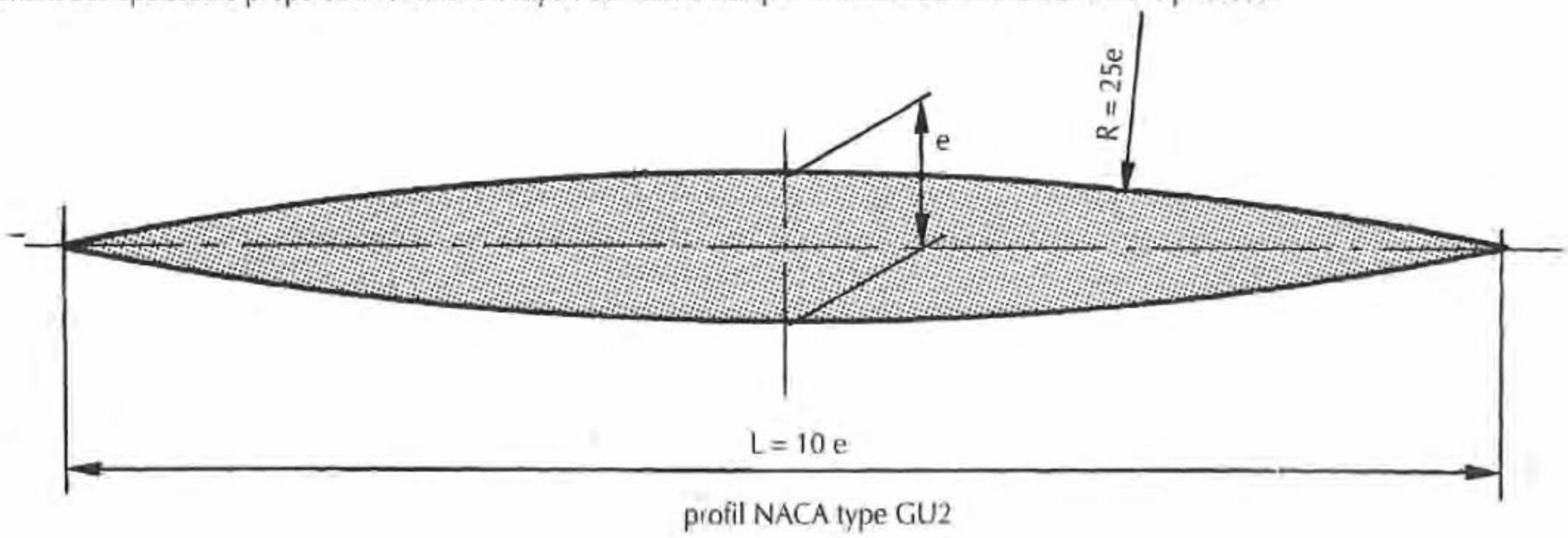
TABLEAU 5/IV

DIMENSIONS DE QUELQUES PROFILS NACA

(les cotes données sont les 1/2 largeurs **y**, **r** est le rayon de bord d'attaque)

% de L	0	1,25	2,05	5	7,5	10	15	20	25	30	40	50	60	70	80	90	95	100	r	Sm²/1m
NACA 0006	0	0,95	1,31	1,78	2,10	2,34	2,67	2,87	2,97	3,00	2,90	2,65	2,28	1,83	1,31	0,72	0,40	0	0,40	
NACA 0009	0	1,42	1,96	2,67	3,15	3,51	4,01	4,30	4,46	4,50	4,35	3,97	3,42	2,75	1,97	1,09	0,60	0	0,89	
NACA 0012	0	1,89	2,62	3,56	4,20	4,68	5,34	5,74	5,94	6,00	5,80	5,29	4,56	3,66	2,62	1,45	0,81	0	1,58	0,0878
NACA 0012-64	0	1,81	2,45	3,27	3,81	4,24	4,87	5,29	—	5,83	6,00	5,83	5,32	4,48	3,32	1,87	1,03	0,12	1,58	
NACA 63-006	0	0,77	1,06	1,46	1,77	2,01	2,39	2,66	2,84	2,95	2,97	2,72	2,27	1,67	1,01	0,38	0,14	0	0,30	
NACA 64-006	0	0,75	1,02	1,40	1,69	1,93	2,30	2,57	2,77	2,91	2,99	2,77	2,33	1,74	1,07	0,42	0,16	0	0,26	
NACA 65-006	0	0,72	0,96	1,31	1,59	1,82	2,20	2,48	2,70	2,85	3,00	2,90	2,52	1,93	1,23	0,51	0,19	0	0,24	
NACA 66-006	0	0,69	0,92	1,26	1,52	1,75	2,12	2,40	2,62	2,78	2,97	2,98	2,81	2,32	1,54	0,66	0,26	0	0,22	
NACA 64-009	0	1,13	1,53	2,11	2,55	2,90	3,46	3,87	4,18	4,38	4,49	4,13	3,44	2,55	1,55	0,60	0,22	0	0,59	
NACA 65-009	0	1,06	1,42	1,96	2,38	2,74	3,30	3,73	4,05	4,28	4,50	4,34	3,74	2,86	1,80	0,74	0,28	0	0,55	
NACA 65A010	0	1,18	1,62	2,18	2,65	3,04	3,66	4,13	4,48	4,74	5,00	4,86	4,30	3,43	2,35	1,19	0,60	0,021	0,64	0,0684
NACA 66-009	0	1,03	1,37	1,88	2,28	2,63	3,18	3,60	3,83	4,17	4,46	4,47	4,20	3,43	2,26	0,96	0,39	0	0,53	

La surface **S** est celle d'un profil de 1m de long. Il est possible de calculer un profil d'épaisseur quelconque dans une série donnée en prenant des épaisseurs proportionnelles et un rayon de bord d'attaque croissant comme le carré de l'épaisseur.



profil NACA type GU2

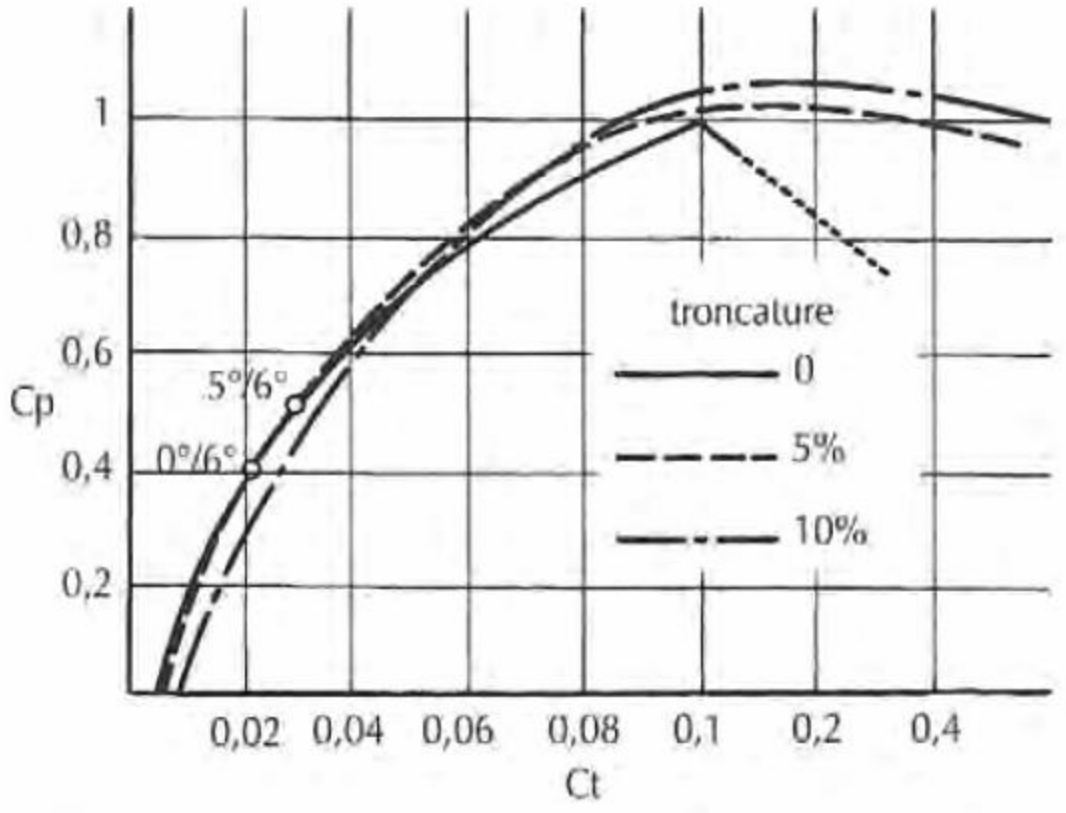


Fig. 5-63 • Une troncature de l'arrière d'un profil n'augmente que très légèrement la traînée et repousse l'angle de décrochage. Les sections étudiées ici sont toutes ramenées à la même longueur.

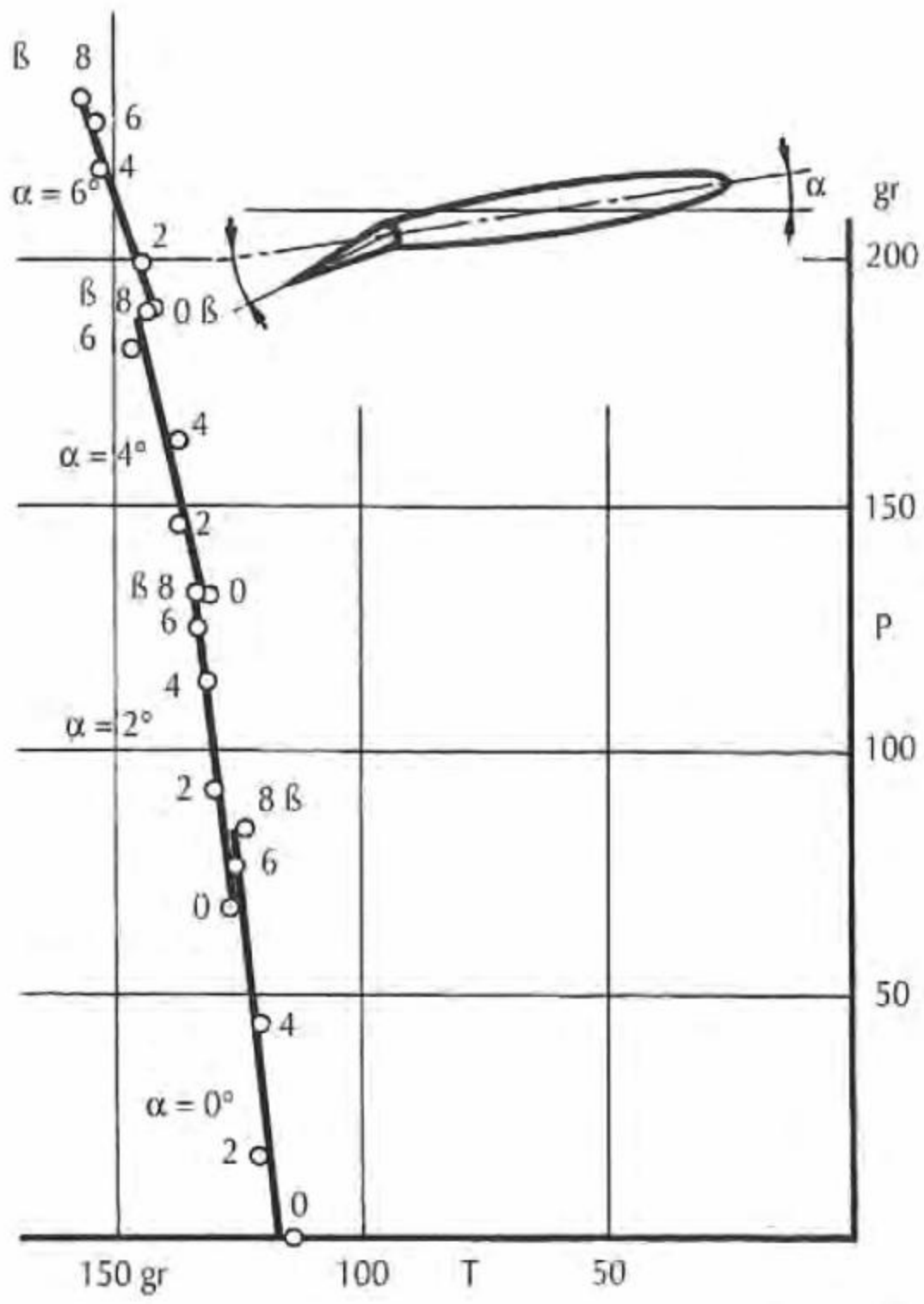


Fig. 5-64 • Variation de la portance et de la traînée d'une quille équipée d'un volet de bord de fuite en fonction de l'angle d'attaque α et du volet ß.

En effet la partie supérieure de la dérive au voisinage du fond du bateau se trouvera souvent travailler au niveau de la surface de l'eau. Or pour les profils devant percer la surface les formes optimales sont très différentes. Leur arrondi de bord d'attaque disparaît pour faire place à une arête vive et leur épaisseur maximum recule vers le milieu du profil. Le profil GU 2 en est un exemple et il semble parfaitement logique de donner à la dérive des sections évolutives partant d'un profil du type GU 2 au sommet pour passer après le premier quart de la hauteur à un profil type NACA 00XY et aboutir dans le dernier quart à un profil laminaire type NACA 65.

Le phénomène est moins défini sur les voiliers à quille. Du fait de la profondeur plus grande de la carène, les sections supérieures de l'aileron se trouveront plus rarement au voisinage de la surface et l'évolution des sections sera donc beaucoup plus faible. Mais il sera généralement bon de partir au sommet avec un profil à 40% (série 0012-64 et 64-0XY à 65-0XY).

Il est toujours difficile de réaliser un bord de fuite aigu comme une lame de rasoir et il est encore plus difficile de le conserver en bon état.

Il est indispensable d'éviter que le bord de fuite présente une arête arrondie sur laquelle ne manqueront pas de se former des tourbillons alternés générateurs de vibrations.

Il est donc préférable de prévoir d'origine une troncature nette du profil, mais il faudra toujours maintenir celle-ci au minimum car aux angles d'incidence inférieurs à 6° la traînée se trouve augmentée ainsi que le montre la FIGURE **5-63**.

3 LE VOLET DE BORD DE FUITE (TRIMER)

Plusieurs fois nous avons insisté sur l'intérêt des sections courbes. Celles-ci sont inutilisables sur un voilier normal pourvu d'une seule dérive ou d'un seul aileron. On peut bien sûr envisager de construire un aileron déformable pouvant occuper deux positions symétriques de part et d'autre de l'axe. Mais l'obtention d'une surface parfaitement continue et d'un ensemble d'une résistance mécanique suffisante sont les principaux écueils d'une telle réalisation.

Il est cependant un moyen d'obtenir de façon relativement simple une déformation de la courbure du plan de dérive. Pour cela il suffit d'articuler la partie arrière de l'aileron sous la forme d'un volet de bord de fuite ou *trimer*. Ce système ayant été pratiquement interdit par la jauge IOR MK III a perdu beaucoup de son intérêt. Il reste cependant de règle sur les bateaux de compétition dont la jauge ne l'interdit pas comme les 12 m J.I. et Class America.

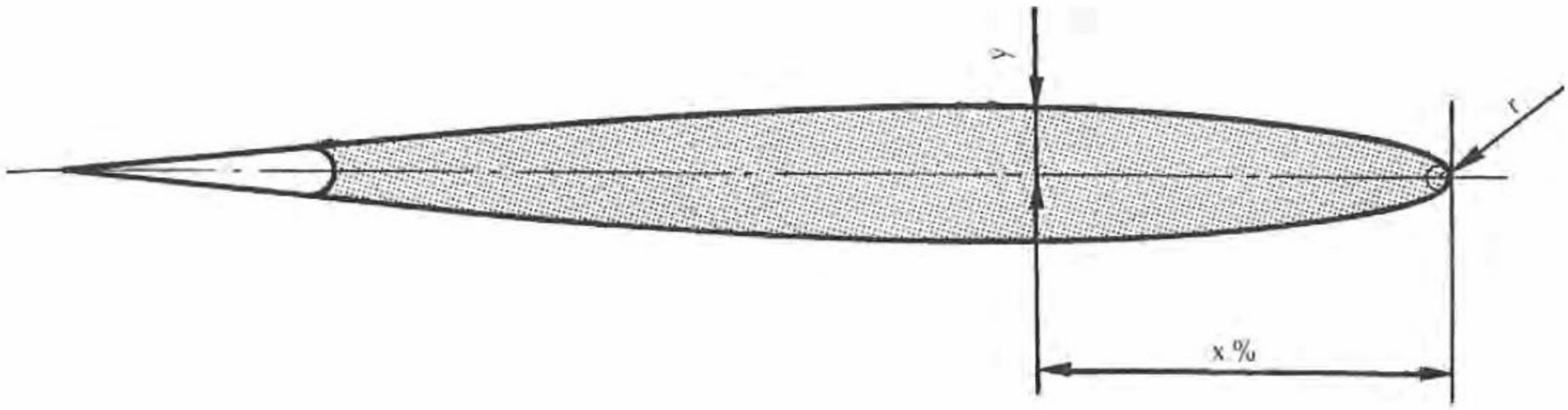


Fig. 5-65 • Profil utilisé sur *Dame d'Iroise* pour **L** = 1 m et **e** = 10%.

x %	0	1,25	2,5	5	7,5	10	15	20	25	30	40	50	60	70	80	90	100	r
y	0	14,53	19,41	26,68	32,12	36,52	42,53	46,37	48,60	49,86	49,72	46,79	40,43	31,42	20,95	10,41	0	9,22

La FIGURE **5-64** montre les résultats obtenus lors des essais de *Pen Duick III* à l'ENSM de Nantes.

Lorsque l'on utilise un volet de bord de fuite on peut envisager d'utiliser un profil proche des types laminaires. En effet on bénéficie alors de la faible traînée en incidence voisine de 0° sans craindre de chute de portance dès que l'angle dépasse les 2° ou 3° critiques. C'est un profil de ce type (FIGURE **5-65**) qui fut utilisé avec succès sur *Dame d'Iroise* pour sa campagne de 1968.

L'angulation du volet de bord de fuite a un effet proche de la transformation du profil de base symétrique en un profil dissymétrique.

Il modifie les écoulements sur l'ensemble du profil de telle sorte que le coefficient de portance se trouve augmenté et le centre de pression reculé. L'angle d'incidence de portance nulle n'est plus 0° mais $\mathbf{i_0} = ß\delta_v$ ou δ_v est l'angle du volet et ß un coefficient dont le graphique de la figure 5-66 donne la valeur.

La position du centre de pression, quant à elle est définie par la formule $\mathbf{x_{cp}/L} = 0{,}25 + [(8{,}3\ \mathbf{l/L}) / (1 + \mathbf{i}/\delta)]$
où $\mathbf{x_{cp}}$ est la distance du centre de pression au bord d'attaque, **L** la longueur totale du profil et **l** celle du volet.

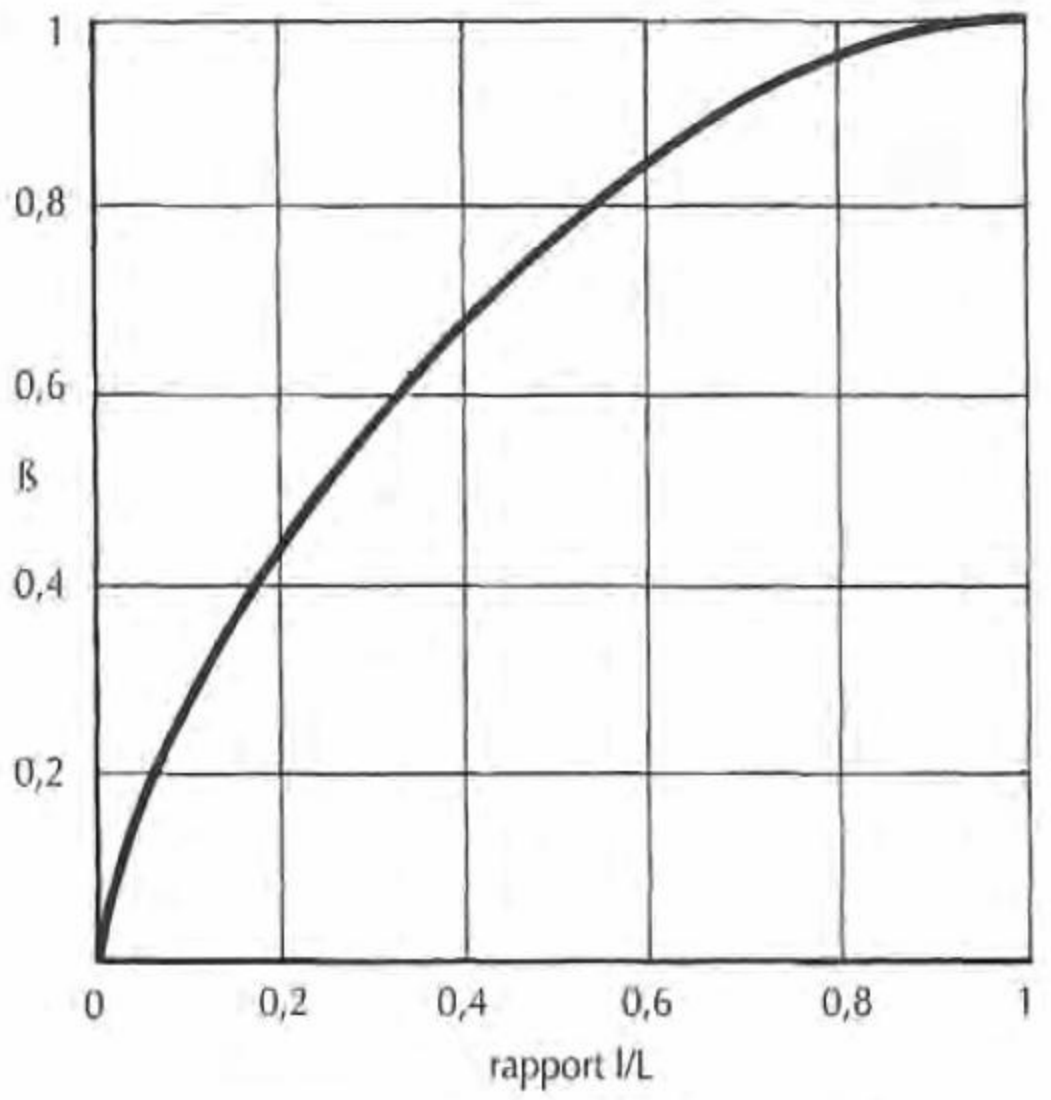


Fig. 5-66 • Variation du coefficient ß pour différentes proportions de la largeur du volet de bord de fuite.

4 LES QUILLES À AILETTES

En 1983, un événement devait apporter un regain d'intérêt pour le dessin des quilles qui n'a pas cessé depuis.

Cet événement fut la victoire d'*Australia II* dans les épreuves de la Coupe de l'America et la découverte de sa quille en forme de trapèze inversé munie d'ailettes à sa base (FIGURE **5. 67**).

Lors d'une rencontre à Paris, son architecte, Ben LEXCEN, m'a décrit le processus qui l'avait conduit à adopter ce type d'appendice. Il faut savoir tout d'abord que la jauge des 12 mètres J.I. offre un éventail de choix des caractéristiques principales du voilier en projet entre les deux extrêmes suivants : soit un bateau long, donc à potentiel de vitesse élevé, mais à voilure réduite et à déplacement élevé donc puissant par vent fort, soit un bateau court, à plus faible potentiel de vitesse limite, mais à voilure maximum et déplacement plus léger. A l'époque, la tendance générale allait vers la première solution car les règles de construction conduisaient à un poids de coque sensiblement constant,

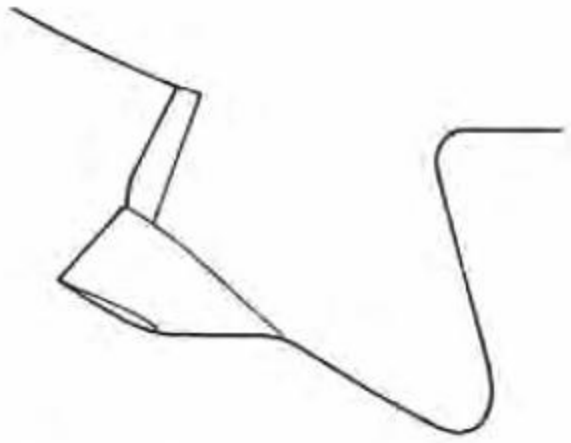


Fig. 5-67 • Quille à ailettes d'*Australia II*.

l'augmentation du déplacement favorisant essentiellement le lest.

Les Australiens décidèrent de choisir une option radicalement différente avec une longueur de flottaison et un déplacement au minimum de la jauge mais une voilure maximum. Ils acceptaient ainsi un léger handicap sur le potentiel de vitesse limite mais recherchèrent par contre tous les moyens de compenser la perte de puissance due à un lest allégé. Accessoirement, la réduction de longueur de flottaison améliorait la maniabilité, très importante dans les manœuvres précédant le départ. Il fallait donc regagner de la stabilité en abaissant au maximum le CG du lest sans augmenter le tirant d'eau (limité par la jauge), d'où la forme en trapèze inversé avec le maximum de plomb dans la partie inférieure. Les études sur les formes de plan de quille seule montrèrent que, dans le cas d'une forme en trapèze inversé, l'augmentation de résistance due au tourbillon d'extrémité et l'abaissement du centre de dérive étaient compensés par une réduction de résistance de l'ensemble coque-quille. On chercha donc à améliorer l'écoulement du tourbillon d'extrémité en utilisant les études de la NASA sur les ailerons d'extrémité destinés à augmenter la portance des ailes d'avion.

Par l'incidence des filets du tourbillon sur les ailettes, il était possible de récupérer une partie de l'énergie qui y était dissipée.

Par ailleurs, le volume des ailettes participait à l'abaissement du CG. Au total, par rapport à une quille classique, cet abaissement a été de 0,98 mètre. Les études numériques effectuées (**18**) ont souligné deux points importants liés à la configuration adoptée sur *Australia II* (en plus d'un allongement théoriquement accru) à savoir : l'importance de la liaison quille-coque signalée plus haut (FIGURE **5.25**) et de l'amélioration du rendement du volet de bord de fuite. En revanche, il est certain que les ailettes accroissent la surface mouillée, compensée, dans le cas d'*Australia II*, par une réduction de celle de l'aileron lui-même par rapport à ceux de ses concurrents. Elles ont montré cependant l'extrême complexité de l'optimisation du dessin des ailettes, tant en ce qui concerne leur forme en plan que leur angulation transversale, leur section et leur angle d'incidence, variables de leur racine à leur extrémité.

Ultérieurement, on essaya de leur trouver d'autres vertus, sur l'amortissement des mouvements en particulier.

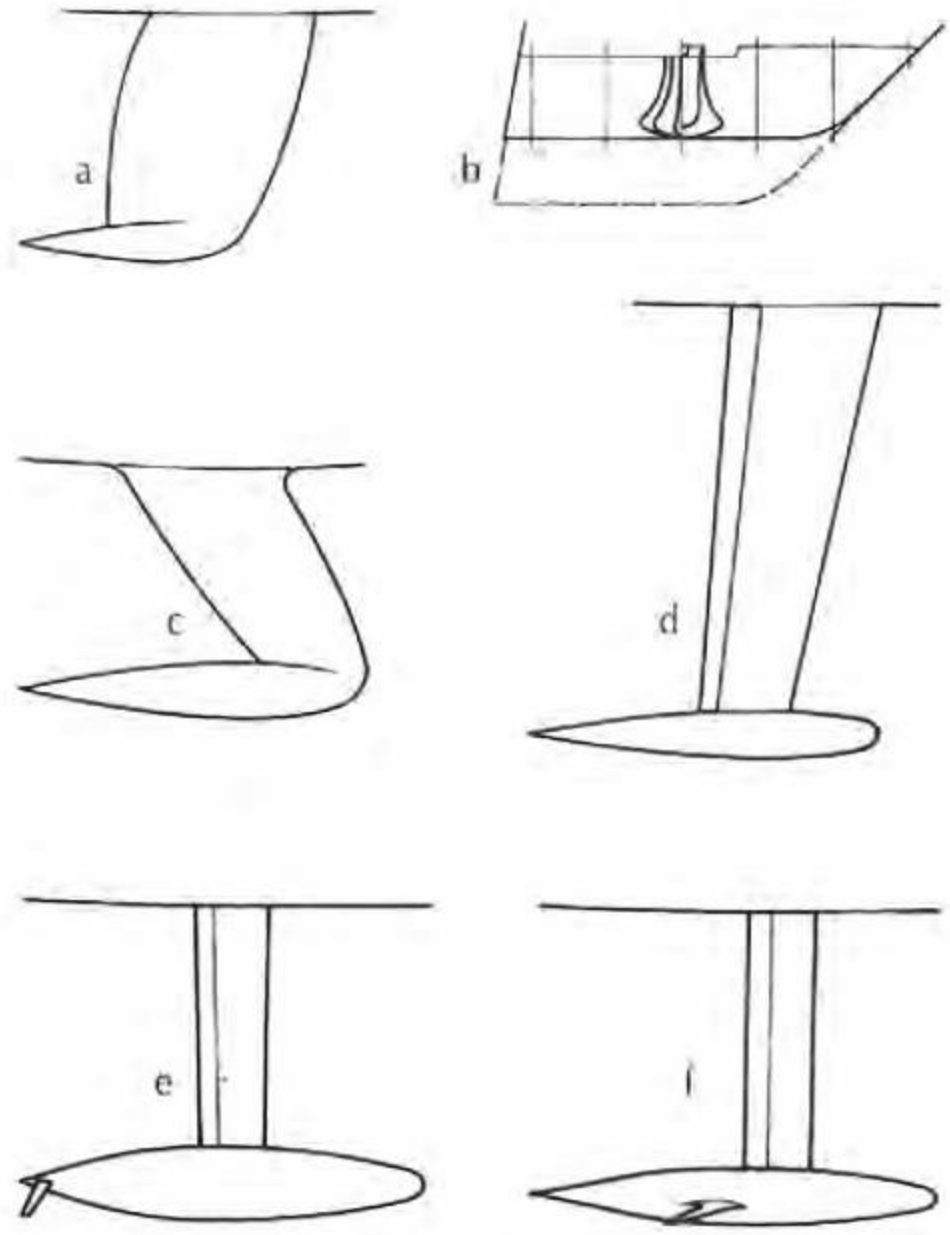


Fig. 5-68 • Quelques formes de quilles simples modernes :
a) Quille elliptique à extrémité bulbée pour voilier IOR.
b) Quille brevet M.A. SCHEEL pour voilier de croisière. L'inventeur estime qu'il est.possible avec cette forme de quille de réduire le tirant d'eau de 25 % environ.
c) Quille sur un plan FARR destiné à la Whitebread 1993.
d) Type de quille adopté sur plusieurs voiliers du Globe Challenge en 1993.
e) Quille de *Team New-Zealand*
f) Quille de *Young America*

Depuis les premières études effectuées en Hollande par le Docteur Peter Van OOSSANEN au NSMB (**16**) qui travailla en collaboration avec les Australiens, de nombreuses autres études furent menées pour savoir si les ailettes de quille pouvaient apporter un avantage pour d'autres types de voiliers. Dans ce cadre, on a particulièrement développé au cours des années 80 les méthodes d'analyse numérique (**17, 18**), déjà utilisées en aviation, qui ont permis de très sensibles progrès dans la prédiction des performances des voiliers et l'optimisation de leurs caractéristiques et des détails de leur dessin. On trouvera une bonne synthèse de ces études dans le rapport du 15ème symposium de l'AIAA (**19**).

Il est certain cependant que dès lors qu'aucune limite liée à une jauge ou aux conditions de navigation n'intervient, les ailettes de quille perdent de leur intérêt et que l'allongement réel, et non plus fictif, d'un aileron étroit et profond reprend de l'avantage. Reste alors à résoudre deux problèmes, celui du logement du lest et celui de la fixation de ce lest à son aileron et de cet aileron à la coque, surtout si l'on veut réduire au maximum les effets de cette liaison sur la résis-

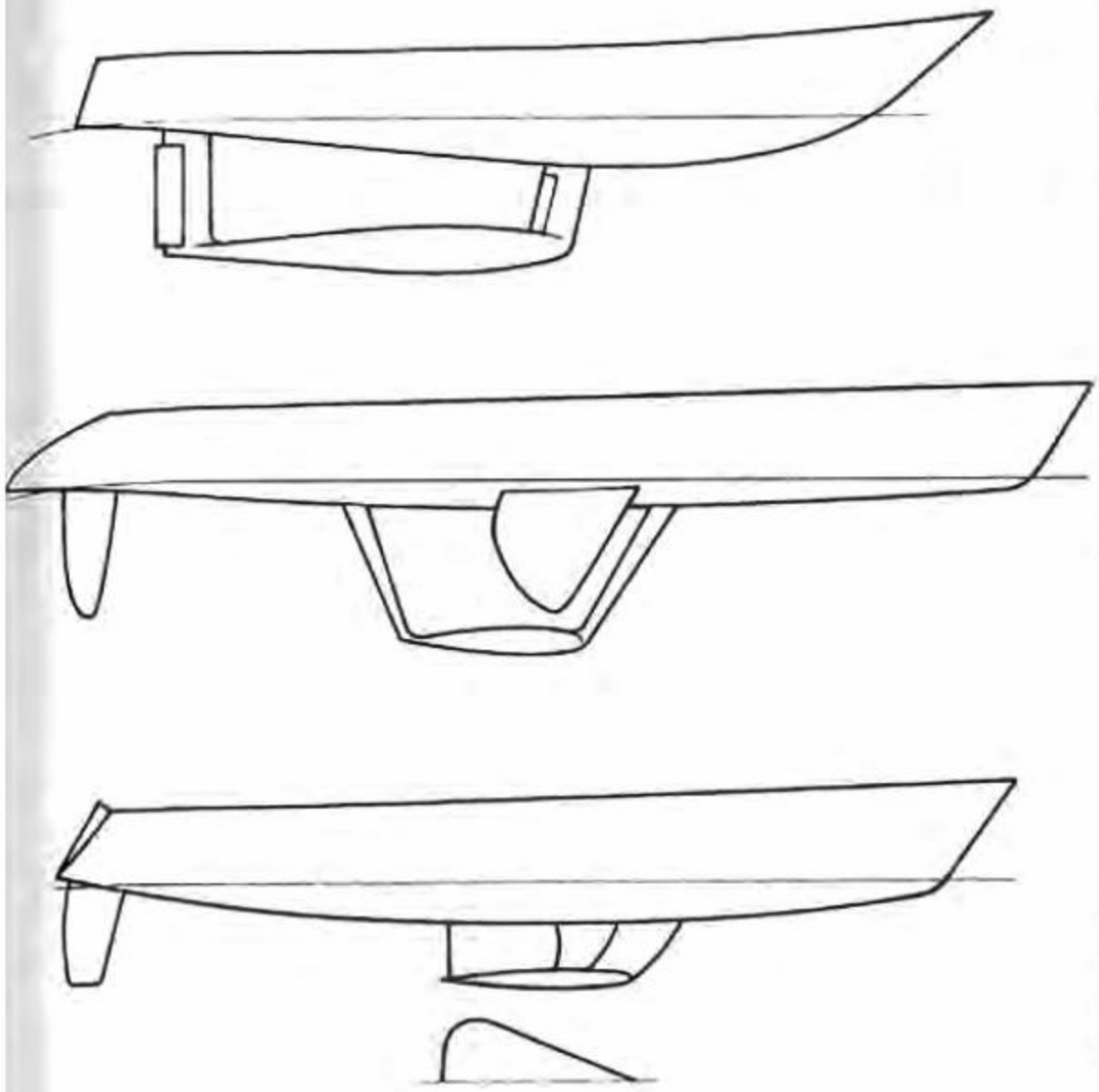


Fig. 5-69 • Différentes solutions de quilles tandem :

a) Le 22' *Anhinga* dessiné dans les années 60 par l'architecte français ROUILLARD. Cette disposition a été reprise sur le Class America *New Zealand* de 1992,

b) La *Novakeel* de l'américain Art PAINE. Ici, les ailerons n'ont qu'une fonction de support de bulb, la fonction antidérive étant assurées par deux dérives latérales inclinées vers l'extérieur.

c) Dessinée par l'anglais Warwick COLLINS, cette quille combine deux ailerons et un bulb plat à ailettes. Le principe serait de contrecarrer le mouvement du tourbillon marginal par un courant de sens contraire provoqué par le flux passant entre les deux ailerons.

tance. Les récents accidents du Globe Challenge et de la Whitbread l'ont montré de façon dramatique.

Toute l'agitation qui s'est créée autour de l'étude des formes de quilles et des motivations liées à la création de nouvelles courses transocéaniques et d'une nouvelle jauge pour les épreuves de la Coupe de l'America ont développé l'esprit des inventeurs et ont fait apparaître des conceptions plus ou moins originales ou renaître des solutions déjà connues.

Deux voies ont été principalement explorées : les ailerons simples avec des formes étudiées pour réduire la résistance du tourbillon d'extrémité, en particulier par la présence d'un bulb (**FIGURE 5.68**) et les ensembles constitués d'un bulb de forme variable soutenu par deux ailerons en tandem, munis ou non de volets de bords de fuite, solution qui avait fait l'objet d'un brevet de l'architecte français ROUILLARD il y a une bonne trentaine d'années (**FIGURE 5.69 A**).

Egalement, on retrouve régulièrement des tentatives de réalisations de quilles inclinables latéralement, avec succés parfois comme sur *Ecureuil Poitou-Charentes 2* d'ISABELLE AUTISSIER dessiné par J.M FINOT. Le volet arrière seul ou une combinaison des deux remplace le gouvernail.

On sait maintenant qu'en 1922, les deux ailerons de la quille en tandem de *New-Zealand* étaient entièrement mobiles. En 1995, de tels systèmes, nécessitant une mécanique compliquée et lourde, ont été abandonnés et tous les concurrents en sont revenus à des configurations classiques comportant un aileron, généralement vertical, équipé d'un volet de bord de fuite représentant entre un tiers et un quart de la surface totale et un bulb muni d'ailettes.

Les **FIGURES 5-68 E ET F** représentant respectivement les quilles de *Young America* et de *Team New-Zealand*. Tous deux adoptent un profil longitudinal inspiré des profils laminaires avec une section maximum à au moins 50% de l'avant, un avant très rond et un arrière rectiligne ou légèrement concave.

Les différences se situent dans la section transversale en ellipse beaucoup plus aplatie sur le premier, mais surtout dans l'implantation de l'aileron dans le bulb beaucoup plus reculé sur le second (nous y reviendrons dans le **CHAPITRE 8**) et dans les ailettes, courtes et centrées sur le voilier américain, au maximum d'envergure autorisé et à l'extrémité du bulb sur le néo-zélandais. On notera que, contrairement à l'époque des 12 m, les ailettes ne représentent plus qu'un volume négligeable et n'ont donc qu'une fonction hydrodynamique.

Le choix de placer des ailettes de grands envergure à l'extrémité arrière du bulb peut avoir un effet extrêmement favorable sur l'équilibre de barre et la résistance anti-dérive à la gîte sur des voiliers étroits comme les Class America. La gîte, en effet, réduit le décalage longitudinal des centres de voilure et de dérive **CHAPITRE 7-B** rendant le bateau de plus en plus ardent.

Au fur et à mesure que la gîte et la dérive s'accroissent et que l'efficacité de l'aileron se réduit, les ailettes créent une portance dont la composante latérale entraîne un recul du centre de dérive et compense la perte d'efficacité de l'aileron. ⚓

BIBLIOGRAPHIE - CHAPITRE 5 •••

1 • Hugh M. BARKLA :
Tests of four related yacht forms.
Davidson Laboratory TM 132.
Stevens Institute of Technology.

2 • Pierre de SAIX :
Systematic model series in the design of the sailing yacht hull.
2nd Symposium yacht architecture.
HISWA 71. Interdijk B.V.

3 • J. GERRISTMA, G. MOEYES, R. ONNINK :
Tests results of a systematic yacht hull series.
Symposium yacht architecture.
HISWA 77. Interdijk B.V.

4 • Pierre de SAIX :
Model tests of an area rule application to the 5.5 meter racing sloop.
Davidson Laboratory, note 588.
Stevens Institute of Technology.

5 • Dr Takao INUI :
Wave making resistance of ships.
SNAME transactions Vol. 70.

6 • A. MILLWARD :
The variation of wetted surface area of a Dragon with speed, hell and leeway.
SUYR Technical, Note 504.

7 • Juan BAADER :
El deporte de la vela.

8 • Pierre de SAIX :
Finn-hull interaction of a sailing yacht model.
Davidson Laboratory T.M. 129.
Stevens Institute of Technology.

9 • Pierre de SAIX :
Experiments with end plate and keel profile shape variations on a 5.5 m yacht.
Davidson Laboratory, Note 589.
Stevens Institute of Technology.

10 • K. Mac LAVERTY :
Tests of a 5.5 m yacht form with various fin sweep back angles.
SUYR Report n° 17. University of Southampton.
HISWA 71. Interdijk B.V.

BIBLIOGRAPHIE - CHAPITRE 5 •••

11 • J.R. FLEWITT :
Tank tests to determine the effects of sweepback on sailing yacht fins of modern form.
SUYR T.N. 509. University of Southampton.

12 • Justin E. KERVIN et Halsey C. HERRESHOFF :
Sailing yacht keels. Symposium yacht architecture.
HISWA 73. Interdijk B.V

13 • Pierre de SAIX :
Yacht keels. Sail n° 5—Vol. 5 — May 1974.

14 • W. BEUKELMAN et J.A. KEVNING :
The infuence of fin keel sweep back on the performance of sailing yachts.
Symposium yacht architecture.
HISWA 75. Interdijk B.V.

15 • Carl A. SCRAGG, Britton CHANCE Jr, John C. TALCOTT and Donald C. WYATT :
Analysis of wave resistance in the design of the 12 meter yacht Stars & Stripes
Marine Technologie, Vol. 24, n°4, oct; 1987.

16 • P. van OOSSANEN :
The Development of the 12 m class yacht Australia II.
Seventh Chesapeake Sailing Yacht symposium 1985.

17 • Charles W. BOPPE, Bruce S. ROSOEN, Joseph P. LAIOSA and Britton CHANCE :
Stars and Stripes 87 ; computational flow simulations for hydrodynamic design.
Eighth Chesapeake Sailing Yacht symposium 1987.

18 • OLIVER III and Martin J. FRITTS :
Hydro-Numeric design of winglet keels for Stars and Stripes.
Marine Technology, Vol. 24, n°4, oct. 1987.

19 • J.W. SLOOFF :
On wings and keels.
Proceedings of the fifteenth AIAA symoosium 1985.
Western Periodicals Cy 13000 Raymer
Street-North Hollywood, Cal. 91605.

20 • P. VAN OOSSANEN and associates :
Predicting the speed of sailing yachts.
Wageningen, Hollande, 1993, report N° 93-004.

6

FORCES AÉRODYNAMIQUES

L'AÉRODYNAMIQUE que nous avons étudiée au CHAPITRE II est celle de l'avion, c'est-à-dire d'un corps rigide, jusqu'à un certain point, dont la forme a été définie par des moyens mécaniques.

Ce n'est malheureusement pas le cas pour notre voilure constituée d'un matériau relativement souple et qui se déforme, ne pouvant offrir qu'un plan mince (tout au moins dans sa configuration normale) et dont la tenue et la forme ne sont obtenues que par des moyens extérieurs.

A ■ FORCES PARASITES

Ces moyens extérieurs, espars ou drailles, ont sur l'écoulement de l'air sur la voile une influence définitive et généralement néfaste.

1 INFLUENCE DU MÂT

Nous avons vu au CHAPITRE II-3-F l'influence du nombre de REYNOLDS sur les écoulements autour d'un cylindre allongé et la chute brutale du coefficient de traînée au passage d'un nombre de REYNOLDS critique de 300 000 à 500 000.

Pour un mât ce nombre de REYNOLDS critique correspondra, par exemple pour un mât de 75 mm de longueur de section à un vent de 77,3 m/s soit un chiffre au-dessus de l'échelle de Beaufort et pour un mât de 150 mm à 38,7 m/s, soit force 13.

On voit donc qu'un mât classique n'a normalement aucune chance de se trouver en régime turbulent à coefficient de traînée faible.

Il s'en suivra donc qu'on aura toujours en arrière du mât une zone de tourbillons importante dont l'effet s'étendra à toute la partie antérieure de la grand-voile.

Cet effet sera d'autant plus néfaste que les mâts n'étant généralement pas tournants la zone de turbulence s'étendra beaucoup plus sur l'extrados que sur l'intrados de la voile, c'est-à-dire sur la face la plus utile (FIGURE 6-1).

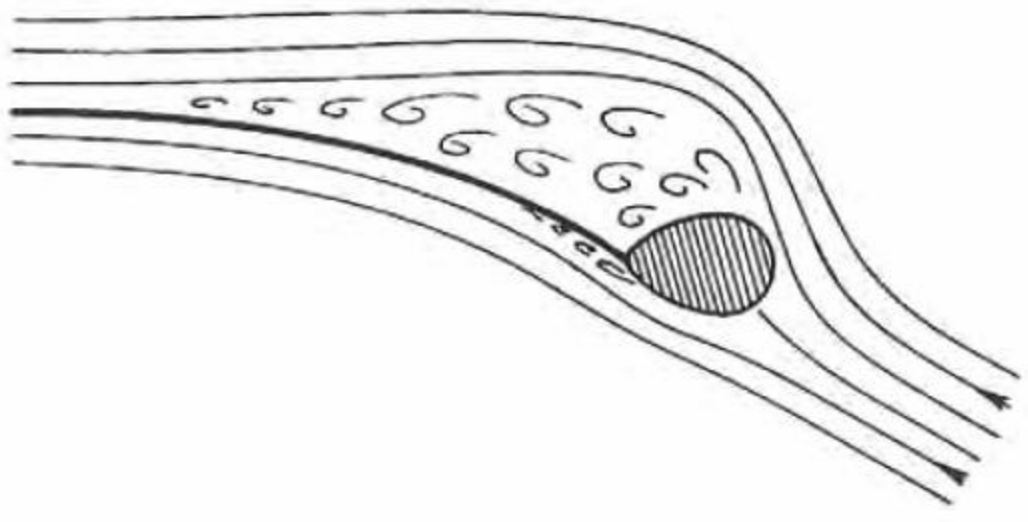


Fig. 6-1 • C'est malheureusement sur l'extrados où elle est le plus défavorable, que l'influence du mât se fait le plus sentir.

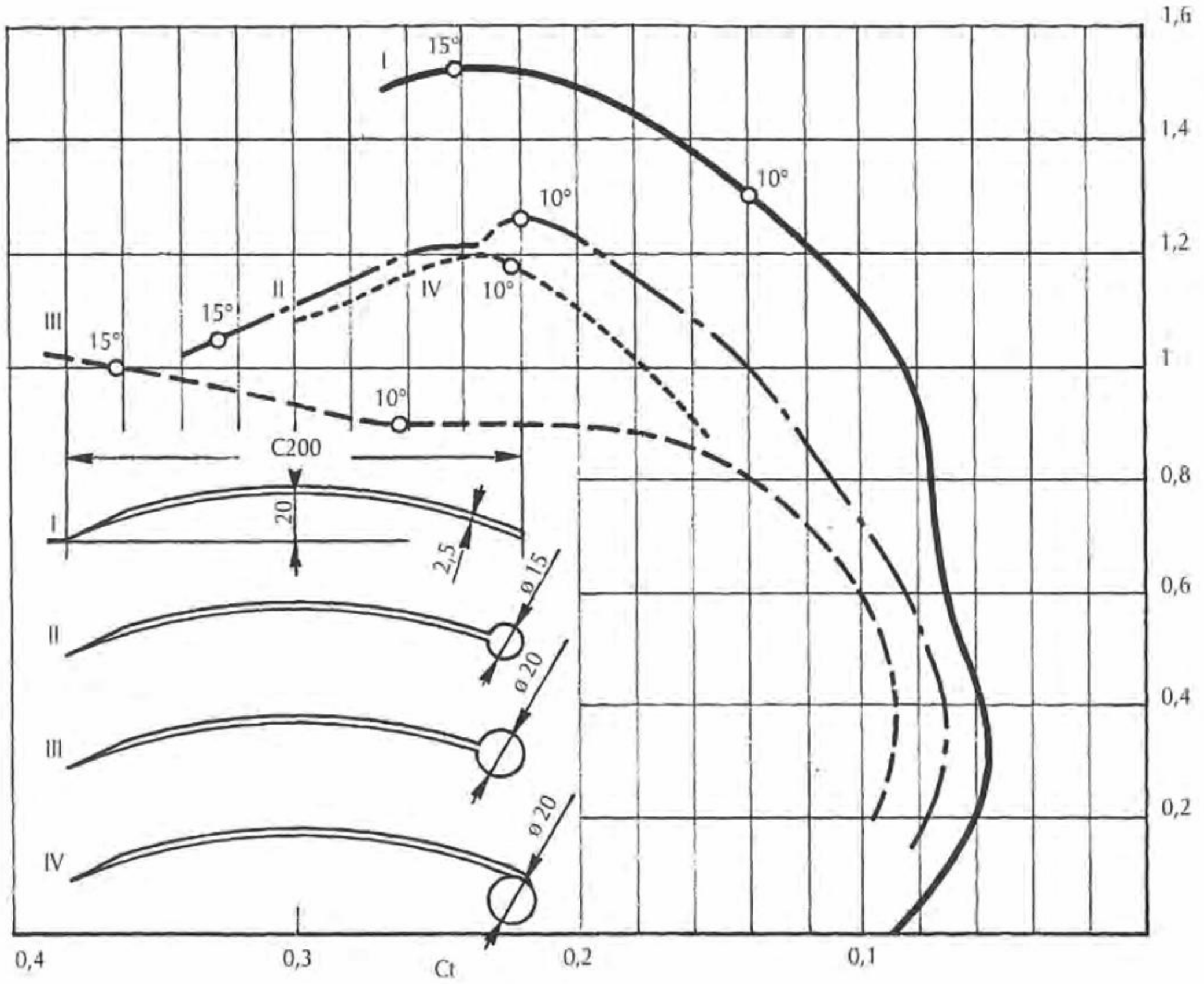


Fig. 6-2 • Polaire d'une voile nue et munie de différents mâts montrant l'effet néfaste de ceux-ci. On remarquera l'amélioration apportée par le mât tourné au vent.

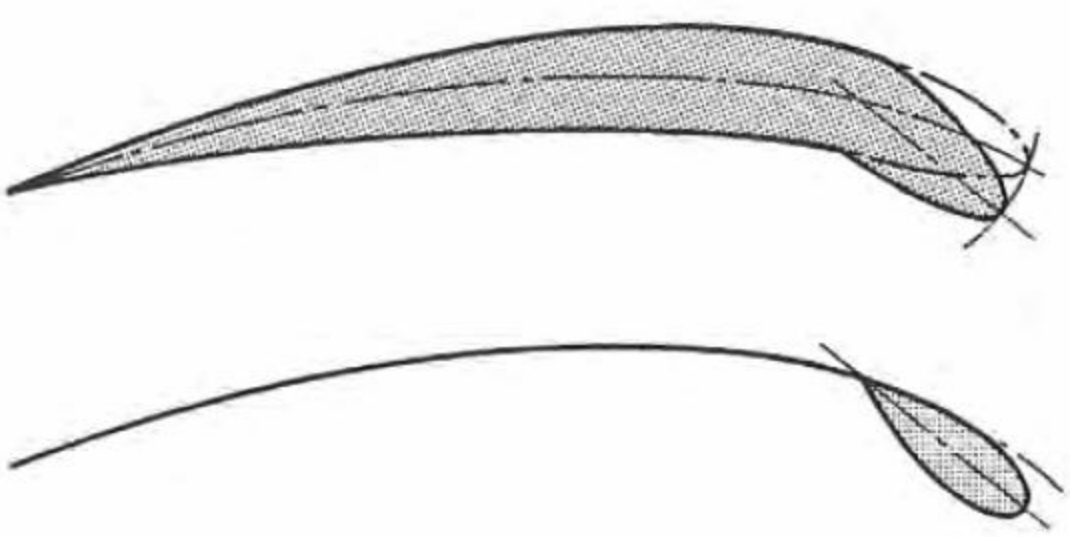


Fig. 6-3 • Le mât profilé tournant utilisé sur les catamarans peut s'assimiler au système hypersustentateur à bord d'attaque cassé. Il recule l'angle de décrochage.

Une étude en soufflerie de CROSECK montre à quel point cette influence peut être néfaste (FIGURE 6-2). Pourtant dans les cas II et III le mât est déjà partiellement tourné puisqu'il se trouve dans le prolongement de la voile. Malgré cela on voit qu'entre les cas I (sans mât) et II (mât égal à 7,5 % de **c**) si la perte de portance à 10° d'incidence n'est que de 4 % l'augmentation de la traînée est de près de 60 %.

La portance est beaucoup plus touchée lorsque le mât passe à un diamètre égal à 10 % de la corde puisque la perte dépasse 30 %.

En moyenne on peut estimer que la perte de rendement de la voile sur un gréement Marconi passe de 10 % à la base à 85 % au sommet de la voile.

Que peut-on faire pour améliorer cette situation ? Trois domaines d'investigations sont possibles : la réduction du nombre de REYNOLDS critique, une meilleure position du

mât par rapport à la voile, enfin la réduction et la forme de la section du mât.

Nous avions déjà vu en PAGE 49 - FIGURE 2-19 une des méthodes utilisées pour provoquer la mise en turbulence précoce de la couche limite. Il existe d'autres réalisations pratiques. Ainsi lors de la Coupe de l'America 1974, le 12 m américain *Courageous* utilisait un mât équipé de bandes de plastique portant un dessin en zigzag. Il faut noter cependant que les essais de stimulateur de turbulence effectués sur *Southern Cross* par les Australiens avaient été jugés sans signification.

Il semble en fait qu'il s'agisse là d'un procédé délicat à maîtriser, surtout dans la réalité, compte tenu de l'irrégularité du vent et des mouvements du bateau.

Plus efficace est la rotation du mât. Amorcée sur les gréements type *Finn* où elle est liée à l'angle de la bôme, elle est pleinement appliquée sur les gréements de catamarans de compétition style *Tornado* ou sur quelques rares dériveurs comme le *Tasar*.

En donnant à la rotation du mât un angle (réglable) très supérieur à celui de la bôme, le mât peut devenir un véritable dispositif hypersustentateur de bord d'attaque (FIGURE **6-3**). L'angle entre mât et bôme ne peut cependant dépasser une plage de 20 à 30° sans qu'un nouveau décollement se produise à la cassure.

Le gréement inventé par B. LJUNGSTRÖM (FIGURE **6-4**) dans lequel la voile (en double épaisseur, s'ouvrant au vent arrière), s'enroule sur un mât tournant non haubané, offre parmi d'autres avantages celui de placer le mât dans la position IV de la FIGURE **6-2**.

D'autres dispositifs hypersustentateurs, répondant au principe du volet de bord d'attaque HANDLEY-PAGE, se trouvent réalisés lorsque l'on utilise une trinquette montant en tête, comme dans le gréement appelé *double head*, ou un tall boy. Ils relèvent de la combinaison de plusieurs voiles que nous étudierons plus loin.

La forme de la section est certainement l'élément sur lequel se sont portées le maximum d'études et de réflexions. C'est pourtant celui sur lequel les conclusions définitives sont les plus divergentes. En premier lieu, il ne faut jamais oublier que le dessin de la section doit répondre non seulement à des impératifs aérodynamiques mais aussi mécaniques, les deux n'étant pas toujours compatibles.

Il est évident qu'un corps fuselé offre une traînée moindre qu'un simple corps cylindrique.

Ainsi le coefficient de traînée d'une section elliptique est neuf à dix fois plus faible que celui d'une section circulaire offrant la même surface frontale (FIGURE **6-5**) pour un nombre de REYNOLDS inférieur à 50×10^3 et un rapport **D/d** compris entre 3 et 4.

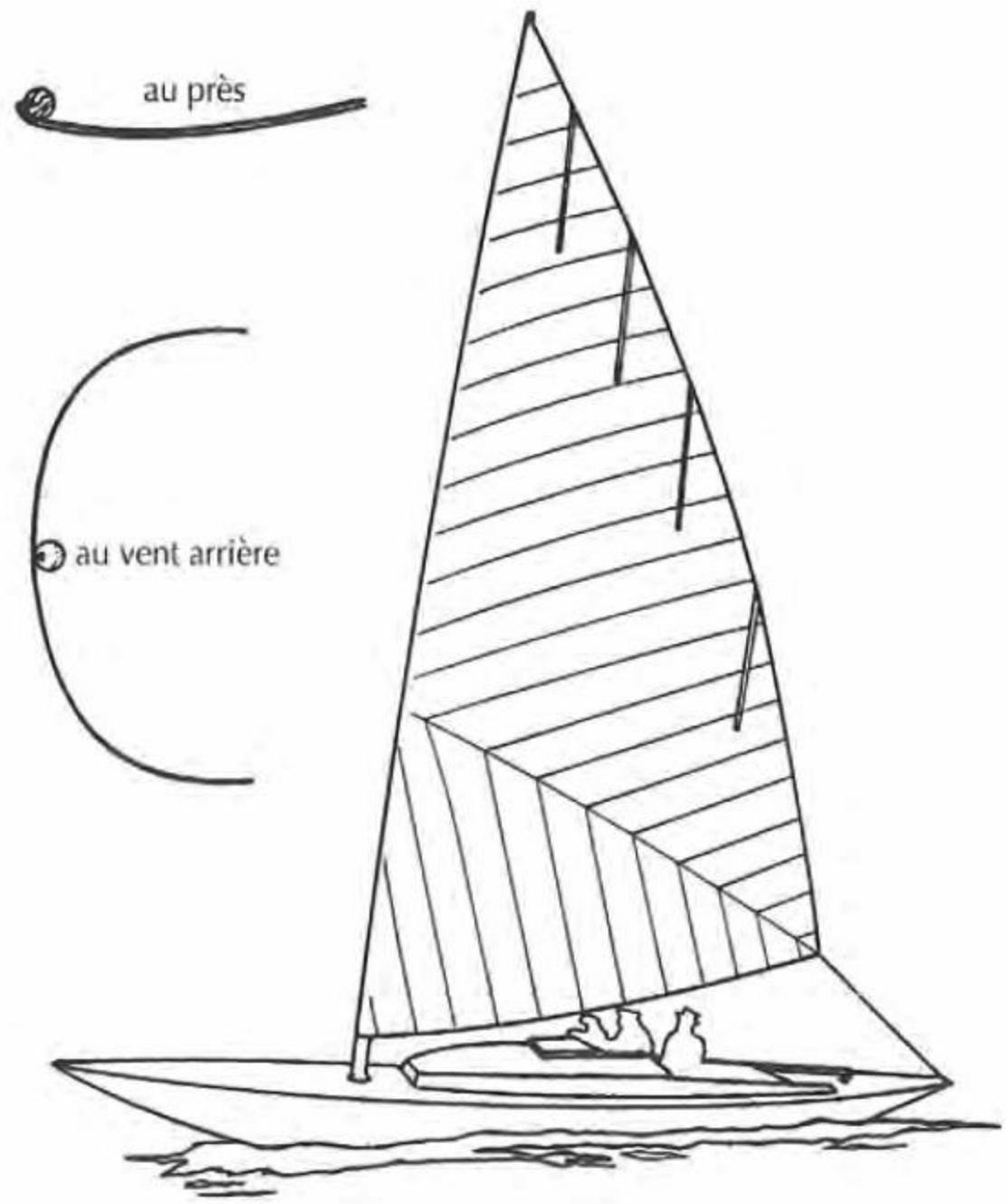


Fig. 6-4 • Dans le gréement LJUNGSTRÖM la voile (en double épaisseur pour s'ouvrir au vent arrière) s'enroule sur le mât pivotant.

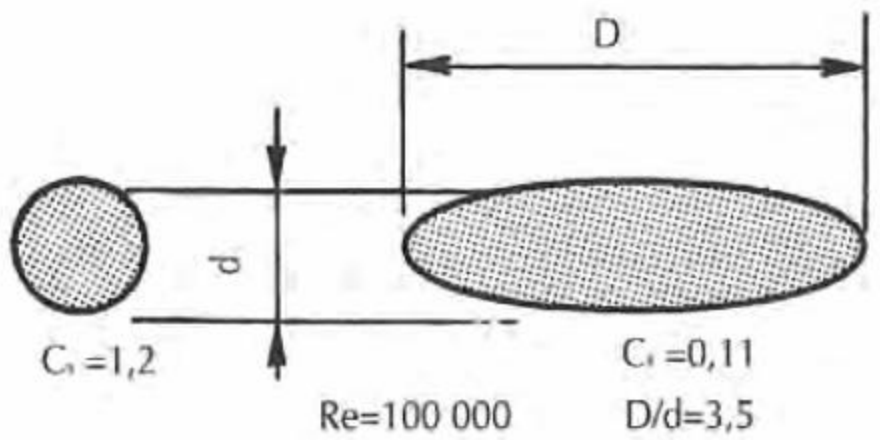


Fig. 6-5 • Le coefficient de traînée d'une barre elliptique est considérablement plus faible que celui d'une barre cylindrique de même surface frontale.

Même avec un angle d'incidence de 20°, la traînée de la section elliptique n'atteint encore que les 3/5e de celle de la section circulaire. Le rapport **D/d**, variable selon le nombre de REYNOLDS ne doit cependant pas dépasser 4, au-delà la résistance de frottement devient trop importante.

Il semble que la réduction du C_X provient essentiellement de celle du rayon du bord d'attaque, avançant ainsi le point de décollement. Il en résulte que les formes en poire qui pendant longtemps furent considérées comme le summum de l'aérodynamique (ont-elles même vraiment disparu ?) n'offrent aucun intérêt puisqu'elles conservent le même rayon que la section circulaire.

Il reste donc les formes elliptiques avec une troncature plus ou moins importante sur l'arrière (FIGURE **6-6**). Encore faut-il rester modeste dans cette troncature car si le coefficient de traînée demeure, jusqu'à 30°, inférieur à celui d'une section en poire traditionnelle, il apparaît dans le même temps une portance dirigée sous le vent qui vient augmenter le moment de chavirement.

La FIGURE **6-7** montre ainsi les polaires de quelques sections de dériveurs classiques étudiées par Robert FROSSART à l'Université Mc Gill de Montréal. La section 5 a été munie de deux stimulateurs de turbulence. On y voit l'importance de la portance (néfaste) du profil elliptique tronqué.

La même étude donne la longueur de la surface perturbée sur l'extrados et l'intrados de la voile (TABLEAU **6-I**).

TABLEAU 6/I

	ERMAT	PETTERSON BRIAND	Z SPAR	ELVSTRÖM
i = 20° A	7,0	4,8	7	7,3
B	2,1	5,8	2,5	1,9
i = 24° A	7,3	7	7,2	7,5
B	1,8	6,5	1,8	1,2
i = 28° A	7,9	7,3	7,5	8,2
B	1,1	6,4	1,5	0,3
i = 32° A	8,3	7,8	8	8,5
B	0	6,6	0,9	0

Il est malheureux que parmi ces profils ne figure pas une simple ellipse qui aurait certainement constitué le meilleur compromis. Celle-ci correspondant par ailleurs souvent au meilleur rapport des moments d'inertie longitudinal et transversal est en fait celle qui convient le mieux à la plupart des mâts.

Lorsque le moment d'inertie longitudinal doit être réduit, pour faciliter le cintrage antéropostérieur par exemple, il suffira de tronquer plus ou moins l'arrière du profil.

Les études effectuées en 1974 pour le mât de *Courageous* ont d'ailleurs confirmé ce point de vue (**13**). Elles ont montré que si, pour des mâts dont le rapport longueur/largeur de la section est faible comme c'est le cas pour les 12 m J.I. (1,24), il était possible d'obtenir des résultats meilleurs avec une ellipse légèrement déformée, en particulier en ce qui concerne le contrôle du décollement de la couche limite, ces modifications devenaient néfastes pour des rapports de 1,4 comme on en rencontre sur des mâts de voiliers classiques.

La grand-voile étant triangulaire il est évident que l'influence du mât sera de plus en plus néfaste au fur et à mesure que l'on s'élèvera vers la tête. Il est donc nécessaire d'utiliser au maximum les possibilités de réduction de la section dont on peut disposer.

L'avantage se répercutera non seulement sur le plan aérodynamique mais, de plus, sur l'abaissement du poids et du centre de gravité de l'espar.

Cette influence néfaste du mât jouera également contre un allongement exagéré de la voilure, puisqu'une plus grande partie de la surface sera perturbée et que la section devra être augmentée pour maintenir le même coefficient de résistance mécanique.

Dans tous les cas, il est bien certain qu'une section de mât devra être très soigneusement étudiée et calculée pour maintenir une largeur aussi faible que possible avec une résistance mécanique nécessaire mais pas surabondante.

Il est intéressant de noter au passage l'influence que peut avoir la présence d'un jour entre le mât et la voile, comme cela se produit avec une voile enverguée à l'aide de coulisseaux. La perte sur le coefficient de portance peut aller de 0,05 à 0,2 entre 0 et 15° d'angle d'incidence soit environ 10 %, ce qui est très important.

On peut rattacher à l'étude aérodynamique des mâts celle des profilés d'étai à gorge qui ont fait leur apparition depuis quelques années, non seulement en course mais aussi en croisière pour la facilité qu'ils apportent au changement des voiles d'avant.

Avant d'étudier les profilés eux-mêmes, il faut noter que la présence d'une draille sur laquelle est croché le foc n'est pas néfaste mais au contraire bénéfique à l'écoulement sur le foc. En effet la traînée de deux câbles placés en tandem est inférieure à celle d'un câble seul de même diamètre, même lorsque le câble arrière est de diamètre plus faible et pour un écart entre les câbles égal à deux fois le diamètre (FIGURE **6-8**) ce qui correspond assez bien au couple draille-ralingue habituel. On s'aperçoit alors que les filets d'air décollés du premier câble se recollent sur le suivant, ce qui d'une part est très favorable pour la voile et d'autre part permet une réduction du volume du sillage et par conséquent de la traînée qui chute de 25 %.

Même en considérant la présence des mousquetons, le système classique serait donc supérieur, en particulier aux

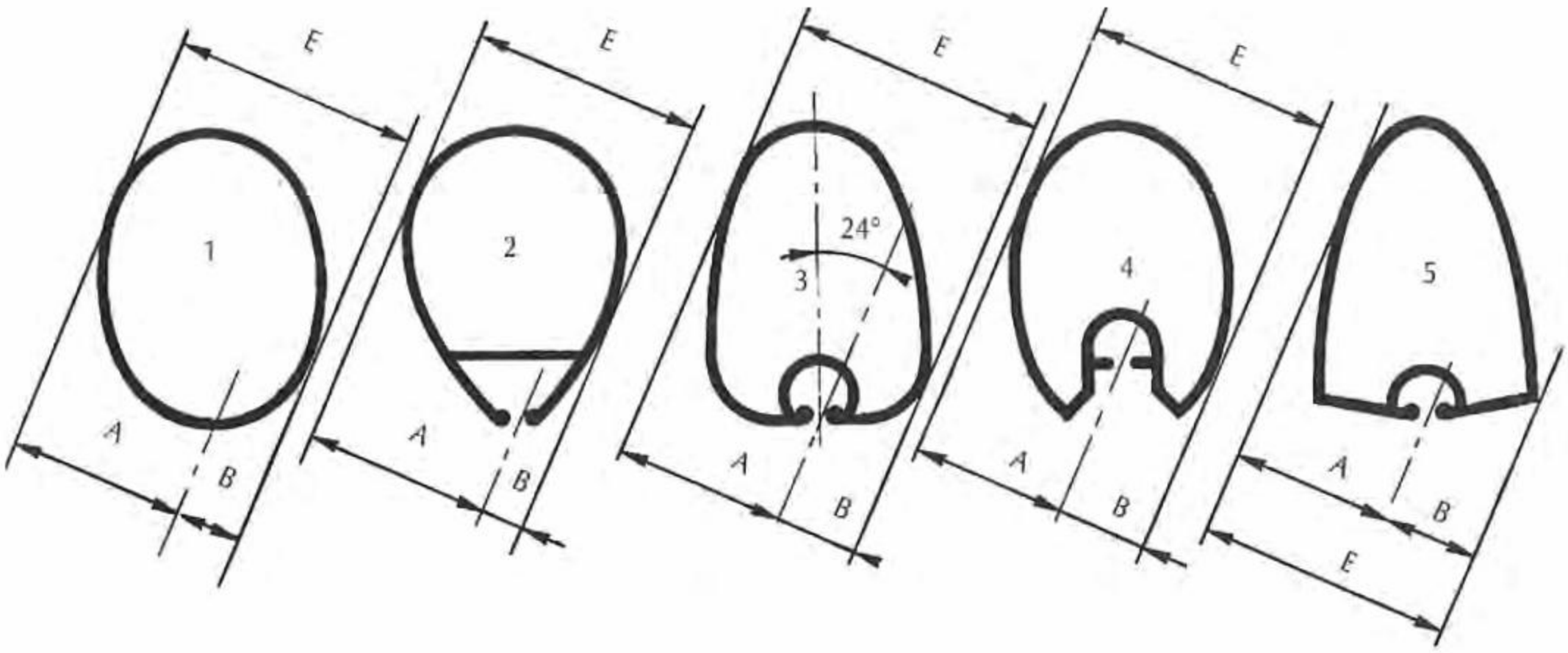


Fig. 6-6 • Ces cinq sections de mât ont mêmes dimensions extérieures et sensiblement mêmes moments d'inertie. Sous un angle d'incidence de 24° le profil 2 présente la plus faible épaisseur totale **E** mais la plus forte épaisseur sous le vent **A**. C'est le profil 4 qui présente la plus faible épaisseur sous le vent ; malheureusement sa forme arrière le rend très vulnérable à la flexion latérale.

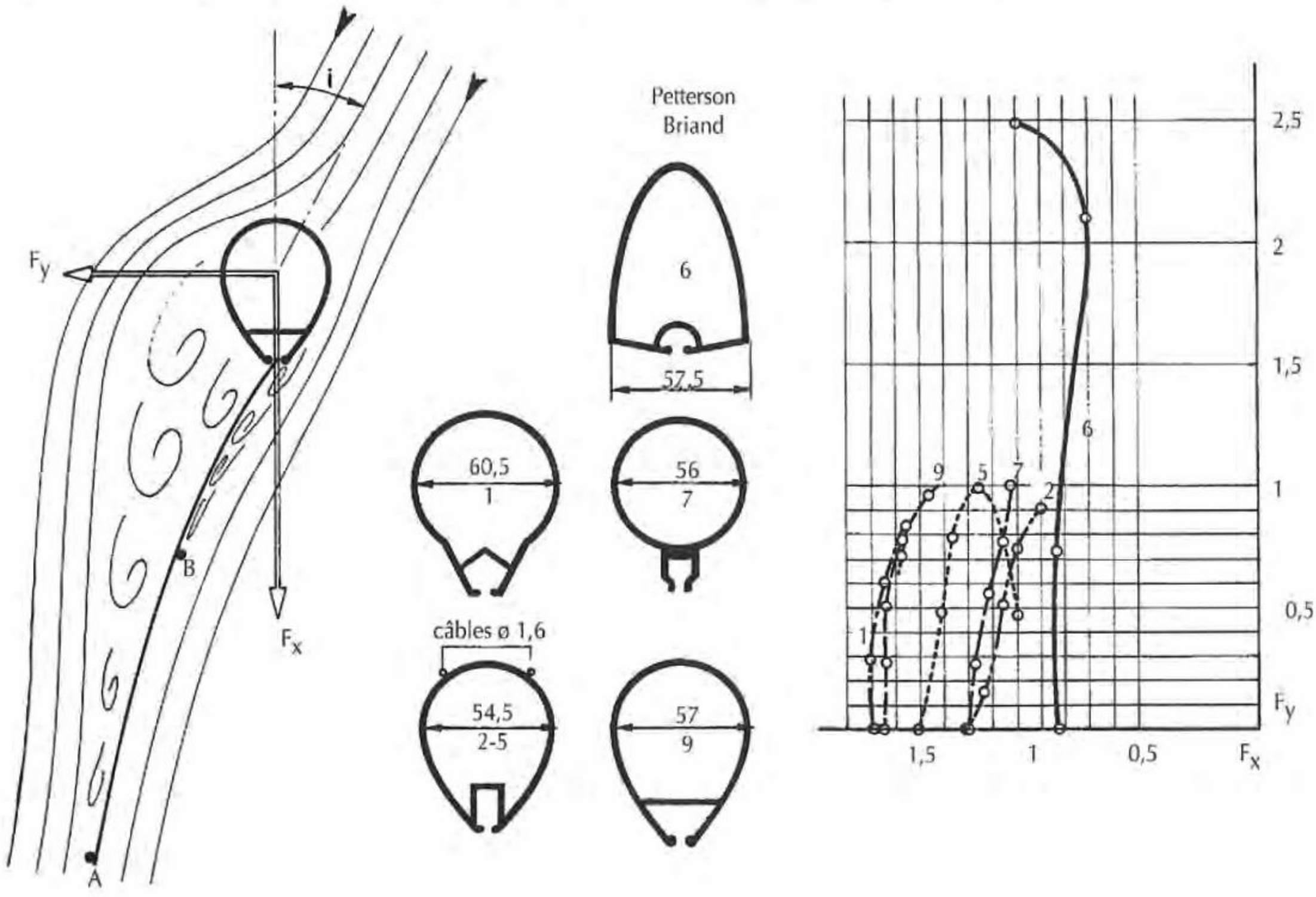


Fig. 6-7 • Polaires de différentes sections de mâts de dériveur. C'est bien sûr le profil 6 (ellipse rapport 1/2,75 tronquée) qui offre la plus faible traînée, mais il développe une portance très élevée. C'est ensuite le profil 2 nu, celui qui a le diamètre le plus réduit qui, comme cela est normal, a la plus faible traînée. Équipé de deux câbles constituant des stimulateurs de turbulence (5) il s'améliore considérablement à 34° d'angle d'incidence. Une disposition des câbles comme sur la **FIGURE 2-19** aurait fait apparaître cette amélioration à un angle plus faible.

étais creux du type C-Stay dont le fort diamètre constitue un handicap certain.

Il n'est donc pas évident, comme le prétendent beaucoup de notices publicitaires, que les profilés d'étai, qui offrent toujours une surface frontale très supérieure à celle d'un étai en barre, apportent une amélioration aussi importante de la portance.

Il est bon de noter en passant que la traînée d'une barre cylindrique est inférieure de 20 % à celle d'un câble toronné de diamètre sensiblement égal (**1**). A noter qu'à résistance égale le diamètre de la barre peut de plus être de 20 % inférieur à celui du câble.

Une étude de l'Université de Southampton apporte des lumières sur la valeur réelle des profilés d'étai. Les polaires de trois des neuf modèles essayés sont comparées dans la FIGURE **6-9** à celle d'une voile accrochée sur une draille.

Les essais ont été effectués à un nombre de REYNOLDS voisin de 10^6, les profils étant prolongés par une voile de 1,20 m. C'est un peu court mais cela fait ressortir les effets.

Le profil étant toujours dans le prolongement de la voile ce n'est pas la traînée de l'ensemble mais le rapport portance/traînée qui est le plus intéressant.

On voit tout de suite que le gain est faible et que le principal intérêt réside dans le recul de l'angle de décrochage et l'aplatissement du pic correspondant au rapport maximum. Cette caractéristique, due à l'épaississement du bord d'attaque était prévisible, elle est particulièrement intéressante car elle signifie une plus grande tolérance dans le réglage de l'angle d'ouverture du foc et surtout dans les variations d'angle du vent apparent.

Il faudra cependant se méfier des profilés à deux gorges opposées de longueur trop faible correspondant au type c et *a fortiori* de ceux à gorges parallèles (FIGURE **6-10** A ET B).

Le seul profilé valable à double gorge semble être actuellement le Head foil II qui comporte deux gorges en tandem, situées en arrière de l'étai et débouchant dans la même rainure (FIGURE **6-10** C).

Il n'en reste pas moins que les profilés d'étai apportent un certain nombre d'avantages, que ce soit pour la commodité de changement des focs (à condition que le système

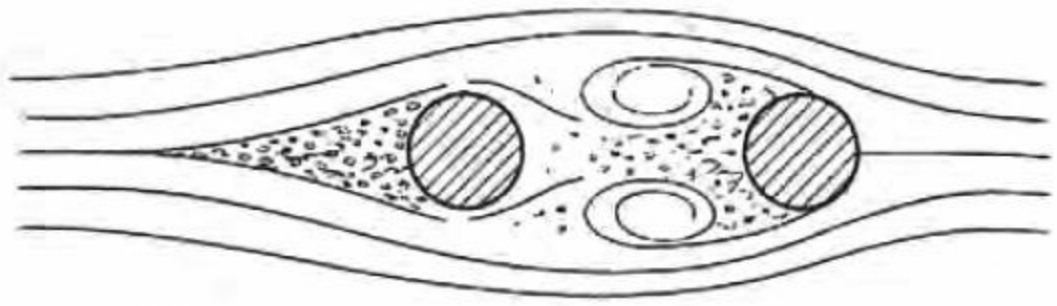


Fig. 6-8 • La traînée de deux câbles placés en tandem est plus faible que celle d'un câble seul par suite d'un recollement des filets d'air, et cela jusqu'à un écart entre les câbles égal à deux fois leur diamètre.

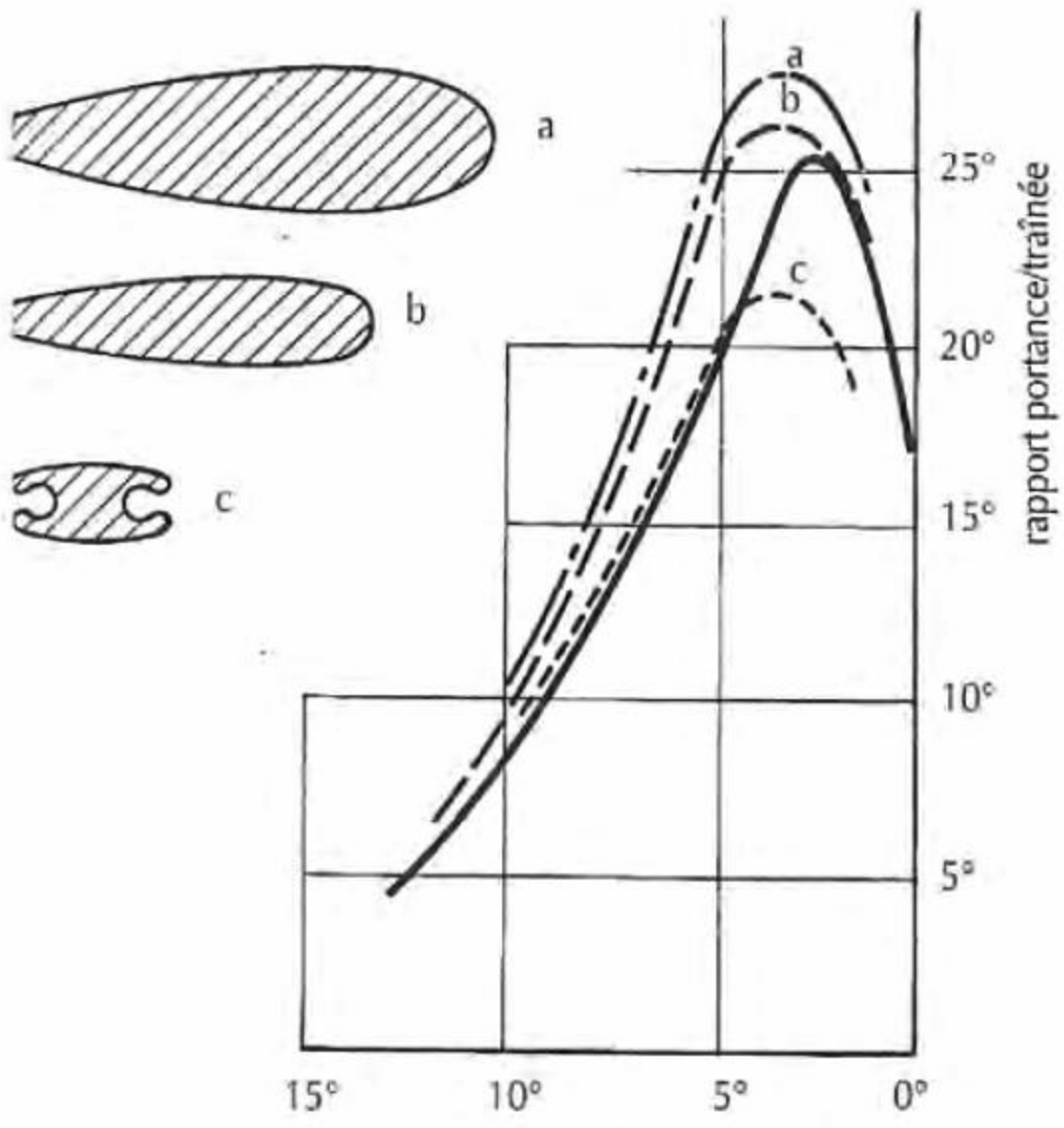


Fig. 6-9 • Rapports portance/traînée de trois voiles équipées de profils d'étai comparées à un foc endraillé avec des mousquetons. Ces trois courbes présentent un recul de l'angle de décrochage et un aplatissement du sommet de la courbe mais c'est le profil a dont le rapport épaisseur/longueur est de 1/3,3 qui est meilleur que les deux autres de rapports 1/4 et 1/2,1.

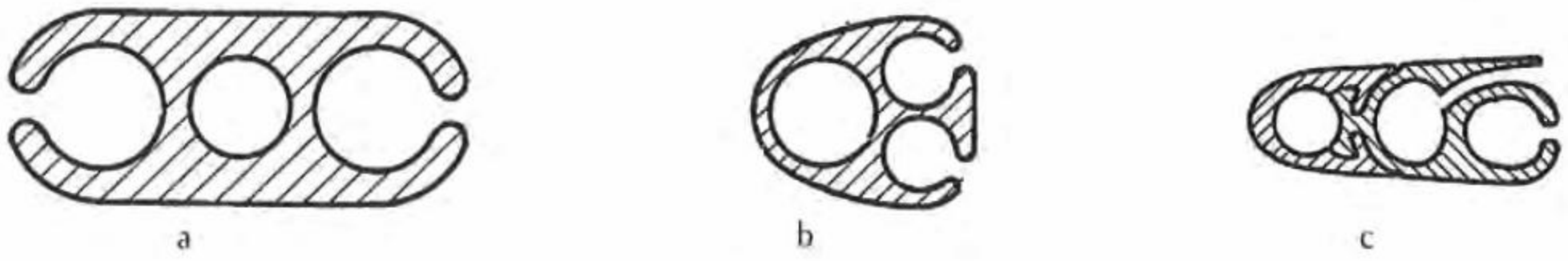


Fig. 6-10 • De ces trois profils d'étai à deux gorges c'est le c qui a le plus de chances d'offrir les meilleures performances... et le fonctionnement le plus commode.

d'engagement soit bien conçu et que la ralingue soit parfaitement adaptée), la tenue de ceux-ci et la facilité de réglage de l'étarquage.

Il ne faut pas non plus que le profilé ait un poids trop supérieur à celui obtenu par le remplacement sur le foc de la ralingue métallique par une ralingue en sangle textile.

2 FARDAGE

En dehors du mât dont l'influence est doublement néfaste, tout ce qui n'est pas voile constitue pour le bateau un frein aérodynamique puissant dont on n'évalue pas toujours exactement l'importance.

Ainsi pour un *Dragon*, dont le franc-bord est pourtant particulièrement faible et les superstructures on ne peut plus réduites et assez bien profilées, au près avec un angle d'incidence de 25°, la composante longitudinale de la résistance aérodynamique de la coque seule atteint environ 1 kg et la composante latérale quatre fois plus dans un vent de 7 m/s (force 4) (FIGURE **6-11**). Ces efforts pourront aller jusqu'à être quintuplés si l'on ajoute l'influence du gréement (5,5 kg et 8 kg pour $\mathbf{F_y}$).

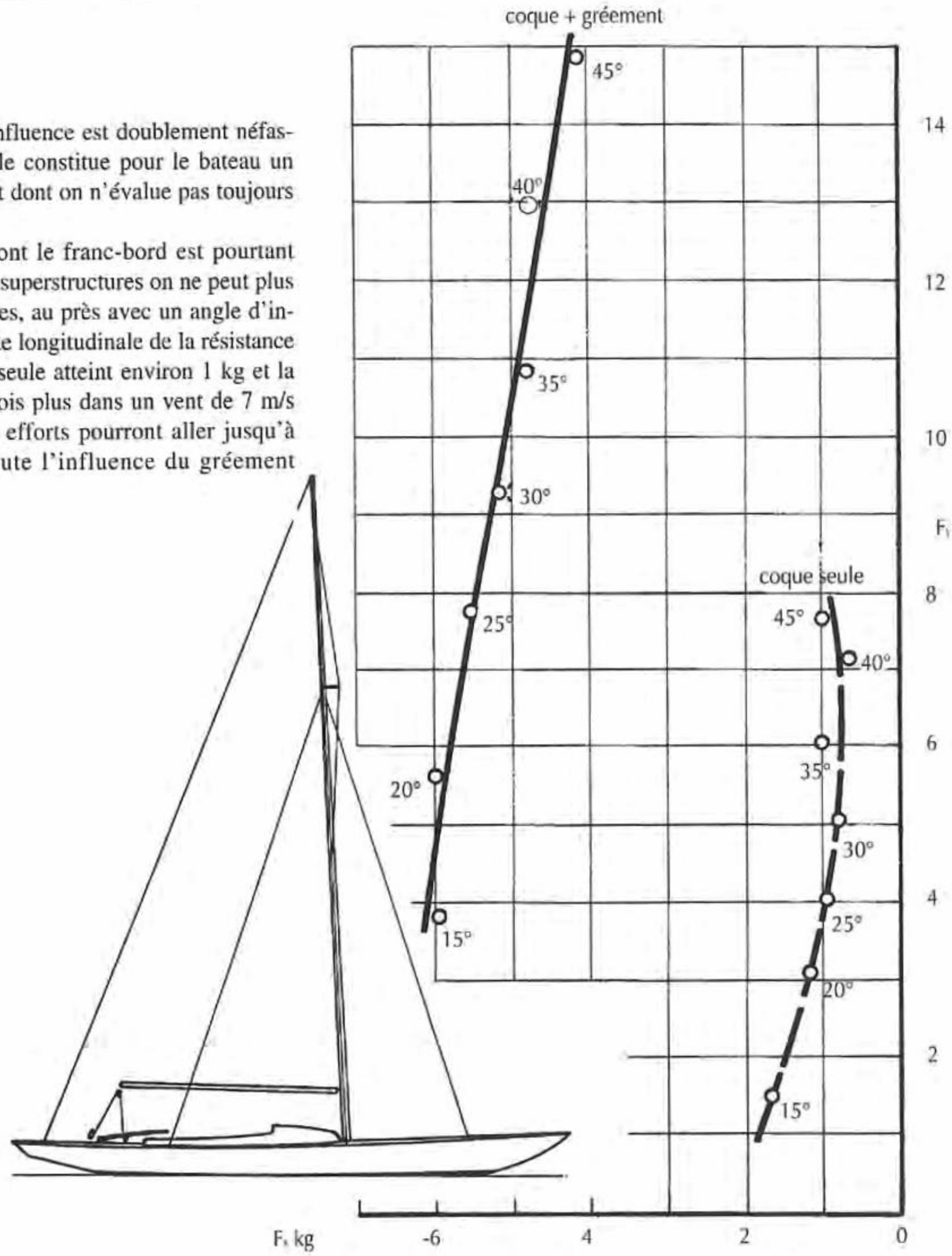


Fig. 6-11 • Forces longitudinales et transversales développées par la coque seule et la coque + le gréement d'un *Dragon* dans un vent de 7m/s (force 4).

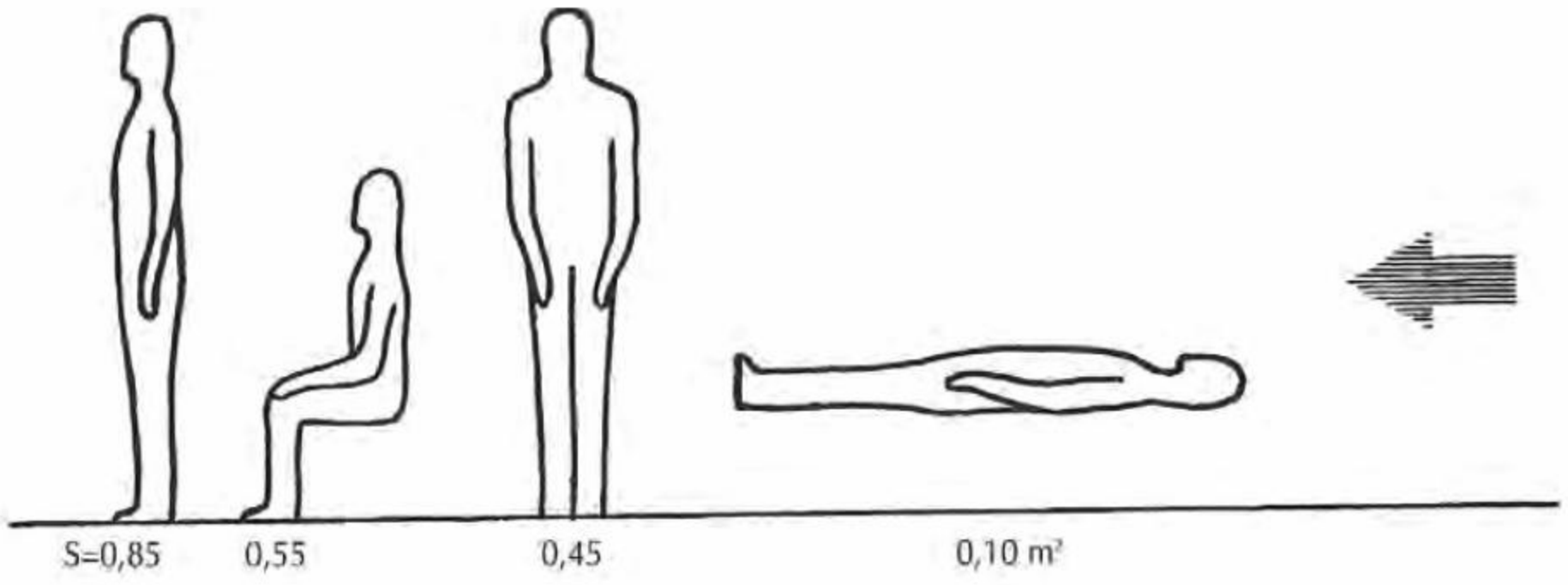


Fig. 6-12 • Section offerte au vent par un corps humain dans différentes positions.

Ces valeurs qui peuvent paraître faibles a priori prennent toute leur signification lorsqu'on les rapporte à la force totale développée par la voilure qui, dans les mêmes conditions, atteint 25 kg pour $\mathbf{F_x}$ et 105 kg pour $\mathbf{F_y}$.

La résistance de l'air ferait donc perdre plus du cinquième de l'effort propulsif si, comme nous le verrons plus loin, la présence de la coque n'avait pas aussi heureusement une influence favorable sur le rendement de la voilure.

Il n'en reste pas moins que, même en tenant compte de cet avantage, le fardage absorbe à lui seul le sixième environ de la force propulsive au près, et cela sur un bateau offrant une surface particulièrement réduite. On peut facilement imaginer ce qu'il adviendra d'un voilier de croisière avec un grand franc-bord, une annexe sur le rouf, des filets et des cagnards dans les filières, etc. On a ainsi vite fait d'atteindre le tiers de la force propulsive. C'est un choix basé sur une philosophie différente de la voile qu'il faut alors faire, mais c'est aussi un pari sur la sécurité !

Si l'on a choisi le parti de la vitesse, alors aucun compromis ne peut être admis et, si ce n'était que pour cette seule raison, le franc-bord doit être réduit au maximum, les roufs supprimés et tout ce qui peut être cause de turbulence sur le mât, dans le gréement ou sur le pont éliminé.

A commencer par l'équipage qui, assis sur le plat-bord offre une surface à peu près cinq fois plus grande que s'il était allongé (FIGURE **6-12**).

On peut évaluer que la présence d'un équipier debout sur le pont d'un voilier de 30 m² de voilure, naviguant au près, lui fait perdre environ 1,5° de remontée dans le vent.

Les barres de flèche seront non seulement profilées (selon un rapport longueur/épaisseur de la section de – 3,5) mais calées avec un angle d'incidence négatif de 10 à 15° (FIGURE **6-13**), pour tenir compte non seulement de la direction des

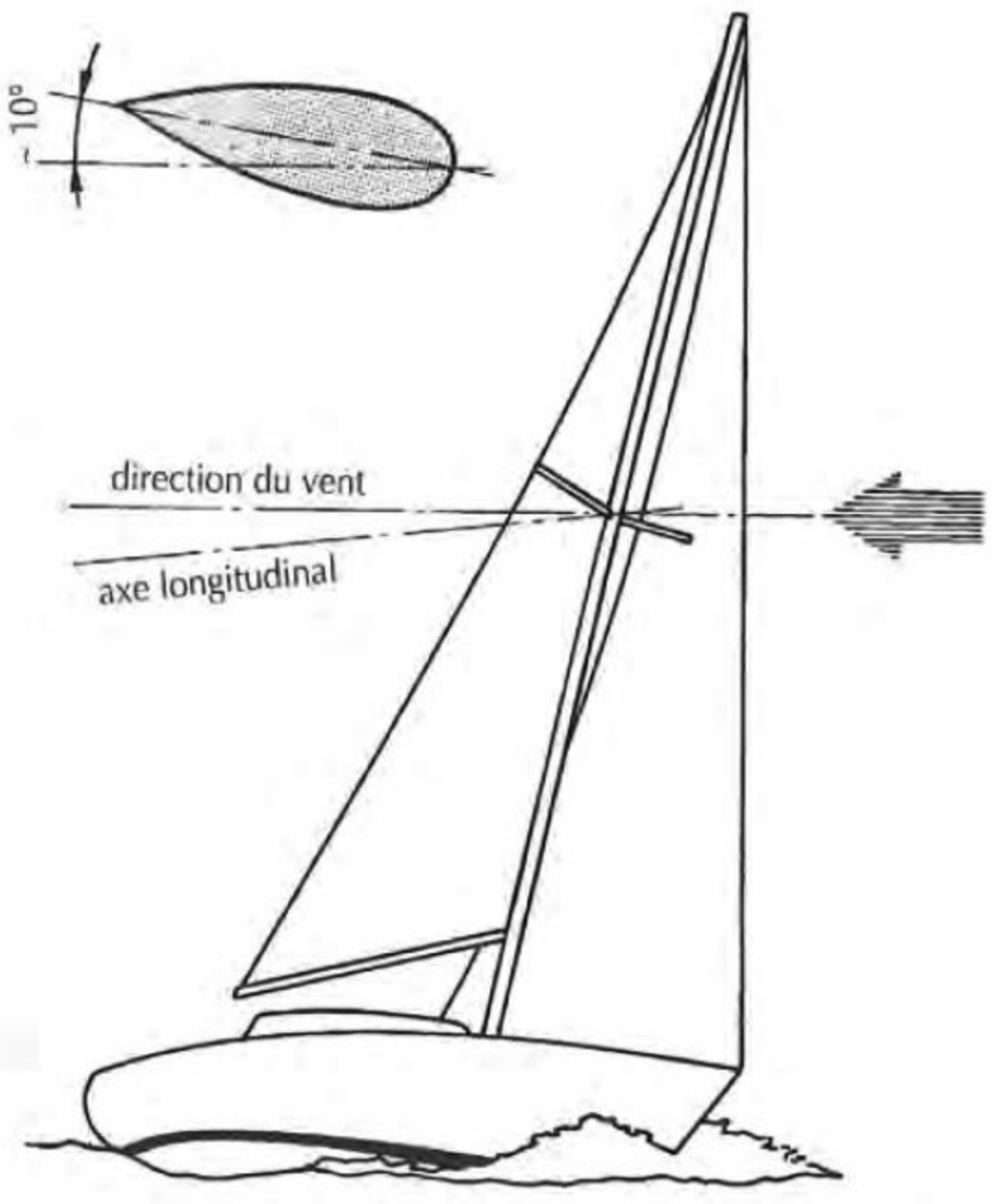


Fig. 6-13 • Les barres de flèche profilées doivent être calées à un angle d'incidence négatif de 10° environ pour se présenter dans le lit du vent au près avec de la gîte.

filets d'air en fonction de l'incidence dans le plan horizontal, mais aussi de la quête du mât et de la gîte. Leurs attaches, de même que celles des haubans, les rails de tangon, les cadènes et ferrures diverses seront intégrés au mât. Les sorties de drisses et manœuvres diverses se feront toutes par le pied de mât, duquel auront été éliminés toutes ferrures, taquets et winches. Le nombre et le diamètre des pieds de balcons et de chandeliers sera réduit au minimum, pas de cale-pied, pas de filets, pas de bouées dans les balcons.

La même attention doit être attachée à la bôme et en particulier aux attaches des différentes manœuvres. Les poulies d'écoutes et de hale-bas seront encastrées dans la bôme ou descendues au ras du pont par des pantoires.

Sur le pont, un bouge important ou un rouf très plat, fuyant jusqu'à l'étrave, remplaceront les superstructures trop agressives, pas de manches à air, de capots protubérants.

La surface des cockpits sera aussi réduite que possible, il sera bon qu'ils débouchent dans le tableau, permettant l'aération de la troncature arrière de la coque, sinon le tableau devra être très fortement incliné vers l'avant et se raccorder avec le pont par une large courbe.

Mais le fardage n'est pas seulement néfaste pour la vitesse, il peut l'être aussi pour la sécurité. Un rapport surface de voilure réduite/surface de fardage insuffisant ne permettra pas d'obtenir une manœuvre correcte et pourra réduire à néant toute possibilité de remontée dans le vent dans de mauvaises conditions. Par ailleurs, la position du centre de pression du vent déterminera l'angle auquel le bateau prendra la cape. Dans ce sens, des surfaces importantes aux extrémités conduiront toujours à une instabilité dangereuse.

3 POROSITÉ DES TISSUS

Jusqu'à présent le matériau considéré comme le plus apte à la réalisation des voiles restait le tissu. C'est en effet la seule construction qui permette de réunir l'ensemble des qualités requises, principalement la souplesse, la résistance et l'élasticité.

Malheureusement un tissu est un assemblage de fils croisés qui, aussi serré que soit cet assemblage et malgré les opérations de calandrage ou d'enduction qu'il subit, n'est pas totalement étanche. On conçoit aisément que toute la qualité du rendement d'un profil aérodynamique porteur dépendant de la différence des pressions exercées sur ses deux faces, toute porosité entraînera une réduction de cette différence de pression et par conséquent une baisse de rendement.

Chaque pore du tissu constitue une buse par où l'air s'échappe. La vitesse à laquelle l'air s'échappe de la buse est fonction des caractéristiques propres du tissu définies par un coefficient de décharge **C**, et par la différence de pression entre les deux faces. $\mathbf{V} = 4\ \mathbf{C}\ \sqrt{\delta \mathbf{P}}$ avec $\delta\mathbf{P}$ en kg/m², ou $\mathbf{V} = 39{,}4\ \mathbf{C}\sqrt{\delta \mathbf{P}}$ avec $\delta\mathbf{P}$ en N/m², et **V** en m/s.

Le coefficient **C** est lui-même fonction du nombre de REYNOLDS. Dans la pratique on mesure la vitesse de l'écoulement pour une différence de pression $\delta\mathbf{P}$ constante.

Mais sur la voile la différence de pression $\delta\mathbf{P}$ varie selon le carré de la vitesse de l'air et $\delta\mathbf{P} \equiv \mathbf{K}\ \mathbf{V}_a^2$. En conséquence les effets de la porosité seront d'autant plus importants que la vitesse du vent sera grande et que l'on se trouvera aux allures du près où $\delta\mathbf{P}$ est le plus élevé.

Des essais effectués à l'Université de Southampton (**2**) ont permis de connaître la perte de rendement provoquée par la porosité.

On s'est ainsi aperçu que la perte sur le coefficient propulsif $\mathbf{C_x}$ pouvait atteindre 10 % au près dans un vent de 10 m/s alors qu'elle se maintenait à 1 ou 2 % dans un vent moitié moins fort. La chute étant réduite de moitié pour le $\mathbf{C_y}$.

Il a été également possible de déterminer un niveau de porosité maximum correspondant à une vitesse d'écoulement de 0,006 m/s pour une $\delta\mathbf{P} = 24{,}4$ kg/m².

Bien que ce problème ait perdu de son intérêt, pour la compétition, avec les voiles constituées d'un sandwich de fibres et de film polyester, il reste valable pour les tissus des voiles de croiseurs, dont la porosité s'accroît toujours à l'usage.

B ■ FORCES UTILES RÉELLES

Si l'on tient compte des éléments négatifs que nous venons d'observer, il est bien certain que la force réelle que pourra développer une voile selon son angle d'incidence ne déterminera pas une polaire aussi favorable que les profils théoriques et rigides étudiés jusqu'à présent.

1 LA VOILE SEULE

Il sera donc intéressant de comparer avec la FIGURE **2-29** où est étudié le comportement d'un profil épais, la FIGURE **6-14** qui montre celui d'une voile réelle, un foc en l'occurrence.

Dans la première phase de la courbe (**a**) aux angles d'incidence inférieurs à environ 5° (selon la courbure de la voile) la tension dans le tissu est insuffisante pour maintenir la forme de la voile près de son guindant et celui-ci faseye ou se dévente. On peut facilement observer ce phénomène sur les focs et surtout sur les spis, lorsque l'on atteint la limite du faseyage.

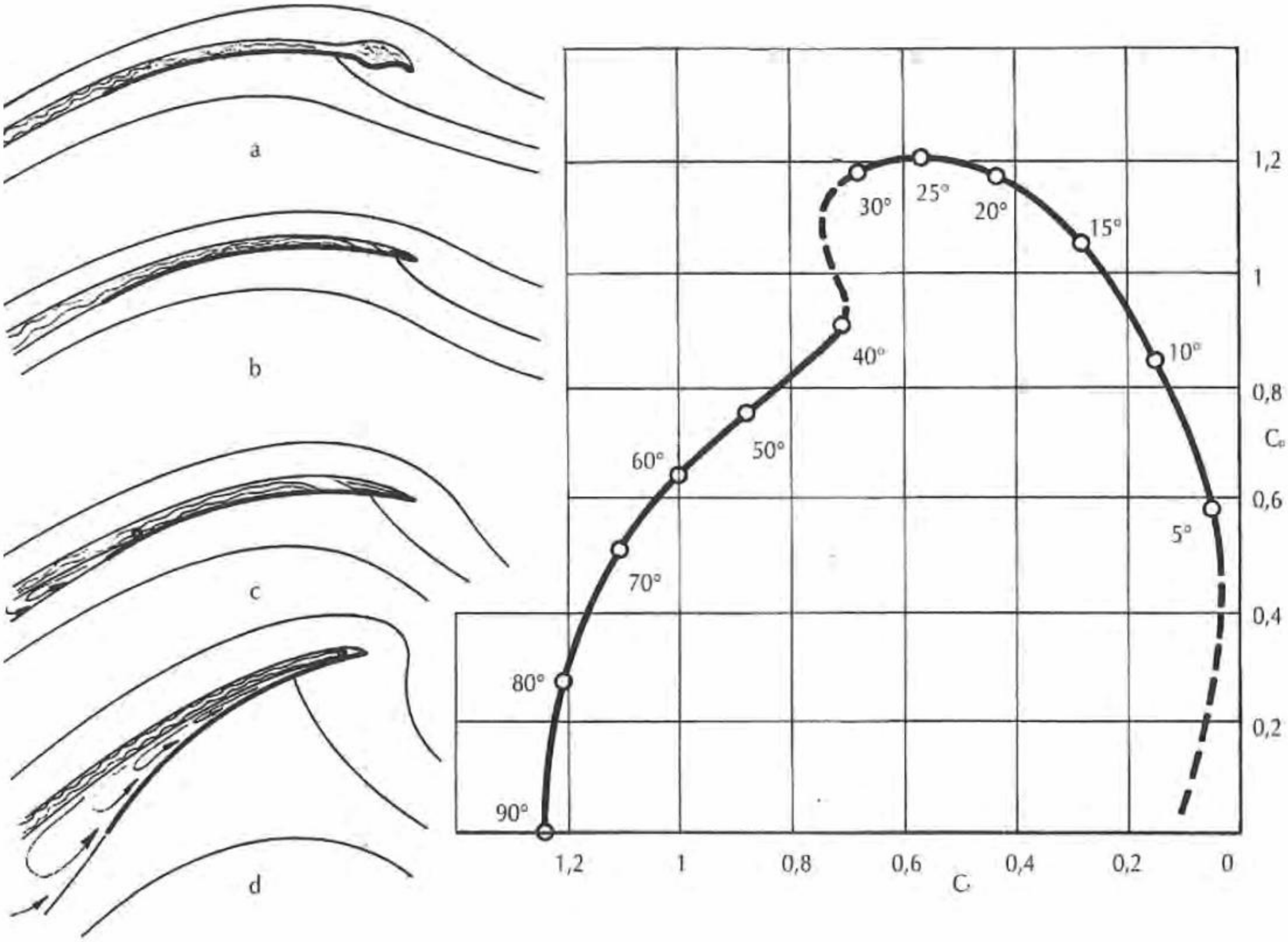


Fig. 6-14 • Polaire et écoulements sur un foc seul. On suppose qu'au-delà de 25° d'angle d'incidence la voile est tangonnée.

Dès que le guindant atteint un angle d'incidence suffisant pour que se développe une différence de pression, l'écoulement sur la voile reprend une forme normale analogue à celui du profil épais. On y retrouve une couche limite laminaire sur le guindant suivie, après une courte transition, d'un écoulement turbulent (**b**).

Mais rapidement, dès que l'on atteint 11° environ, se développe une séparation sur la chute qui entre en vibration (**c**). Dès que l'on dépasse un angle de 28° la séparation atteint presque la totalité de la surface.

En fait la plage d'incidence optimum est extrêmement réduite surtout si l'on songe à la fluctuation permanente du vent apparent.

Il peut donc être intéressant, comme sur n'importe quel profil porteur, de disposer sur la voile un dispositif permettant de reculer le point de séparation.

Le dernier en date (**3**) s'apparente aux générateurs de vortex vu au CHAPITRE **II-4-H**. Les petits profils sont remplacés par des séries de trous disposés de la même façon et c'est l'air provenant de l'intrados qui provoque la formation des vortex. Il n'y a pas d'accroissement de la traînée, puisqu'aucune protubérance ne vient créer de traînée mais la valeur maximum de la portance est accrue.

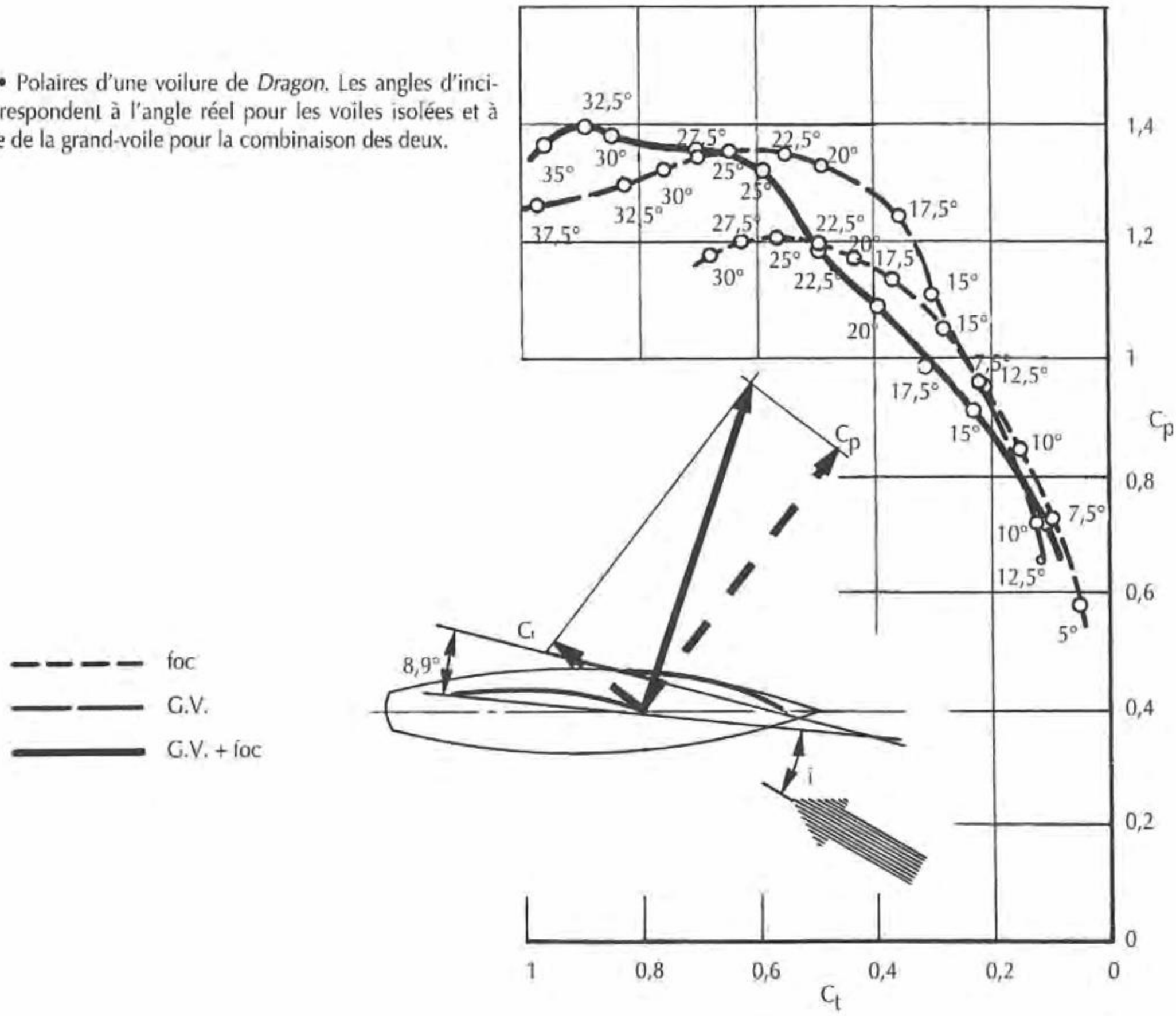
2 COMBINAISON DES VOILES

De même que pour un profil rigide, la présence d'une autre voile, agissant comme un volet, en amont de la voile principale reculera également la séparation.

Une étude de l'Université de Southampton (**4**) donne des mesures d'où découlent les polaires de la FIGURE **6-15** qui permettent de vérifier un certain nombre de points concernant un plan de voilure classique avec grand-voile et foc aux 3/4, en l'occurrence celui du *Dragon*.

Ces polaires ne représentent pas l'optimum du rendement que l'on peut obtenir mais fournissent des indications fort intéressantes.

Fig. 6-15 • Polaires d'une voilure de *Dragon*. Les angles d'incidence correspondent à l'angle réel pour les voiles isolées et à l'incidence de la grand-voile pour la combinaison des deux.



On remarquera d'abord la régularité très supérieure de la courbe du foc seul, par rapport à la grand-voile, due à l'absence de mât.

On voit aussi que si le foc est supérieur à la grand-voile aux faibles angles d'incidence (entre 10° et 12,5°) il devient ensuite inférieur en raison de l'absence de bôme qui le laisse libre de trop creuser.

Enfin on notera que jusqu'à 25° environ, la combinaison des deux voiles est inférieure à chacune d'entre elles prise séparément, ce qui prouve bien qu'à surface totale égale, une voile seule est toujours supérieure à deux ou plusieurs voiles, en raison de l'ouverture qu'il est nécessaire de laisser entre celles-ci et du faible angle d'incidence qui en résulte pour celle qui est placée le plus en avant.

Nous verrons plus loin que malgré cela l'angle de la force développée par cette dernière est favorable lorsqu'on la considère en tant que force propulsive.

En revanche, au-delà de 25°, la présence d'un foc, en retardant le décollement des filets d'air sur la grand-voile permet d'élever la valeur maximum de la force développée.

Il faut bien faire la distinction entre les résultats considérés du strict point de vue aérodynamique de l'ensemble que constitue la voilure et la transformation de ceux-ci en forces propulsive et latérale.

C'est pourquoi il est intéressant, et plus parlant peut-être, d'étudier les mêmes combinaisons de voiles du point de vue des forces propulsive et latérale développées par unité de surface (FIGURE **6-16**) pour un vent de 7,6 m/s par exemple.

Rappelons que l'on peut déduire les forces de propulsion et latérale de la portance et de la traînée par les formules suivantes :

$\mathbf{F_x} = \mathbf{P} \sin (ß-\lambda) - \mathbf{T} \cos (ß-\lambda)$

$\mathbf{F_y} = \mathbf{P} \cos (ß-\lambda) + \mathbf{T} \sin (ß-\lambda)$

$ß-\lambda$ est l'angle du vent apparent avec l'axe du bateau.

Ici encore on voit à quel point la force unitaire développée par le foc est supérieure à celle de la grand-voile (jusqu'à 60 %), mais aussi que la force combinée des deux voiles est toujours plus élevée que les forces unitaires.

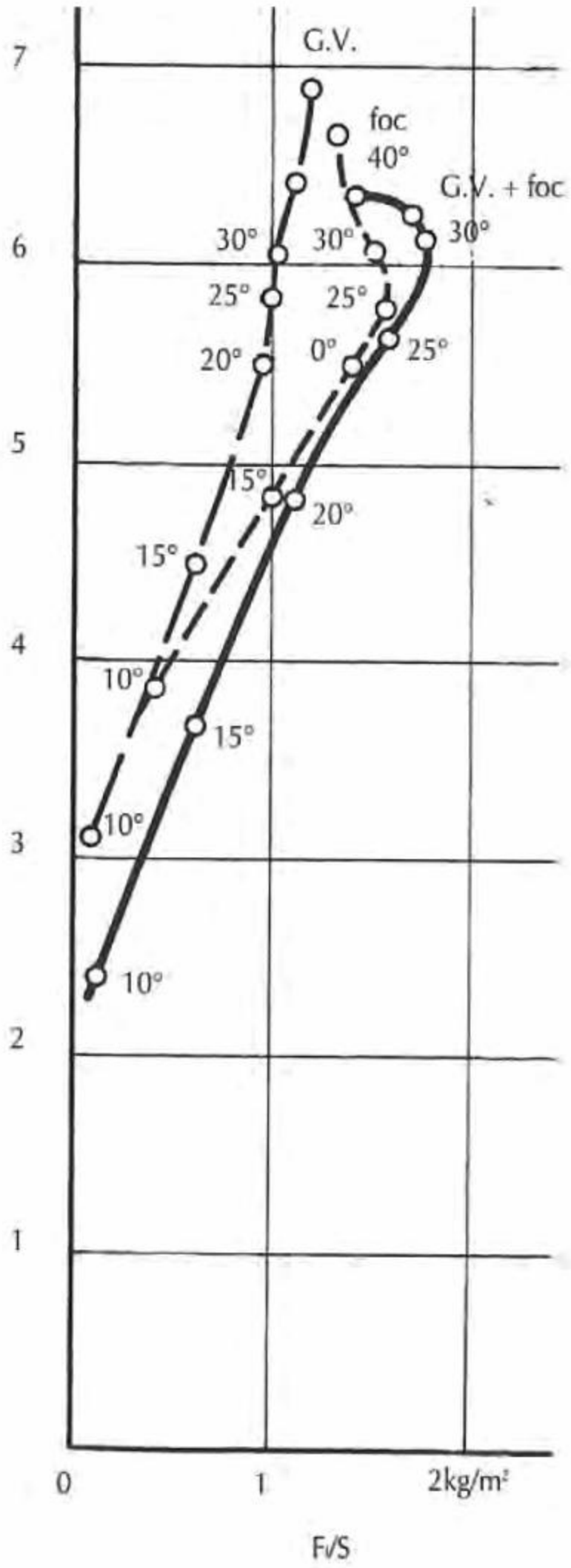
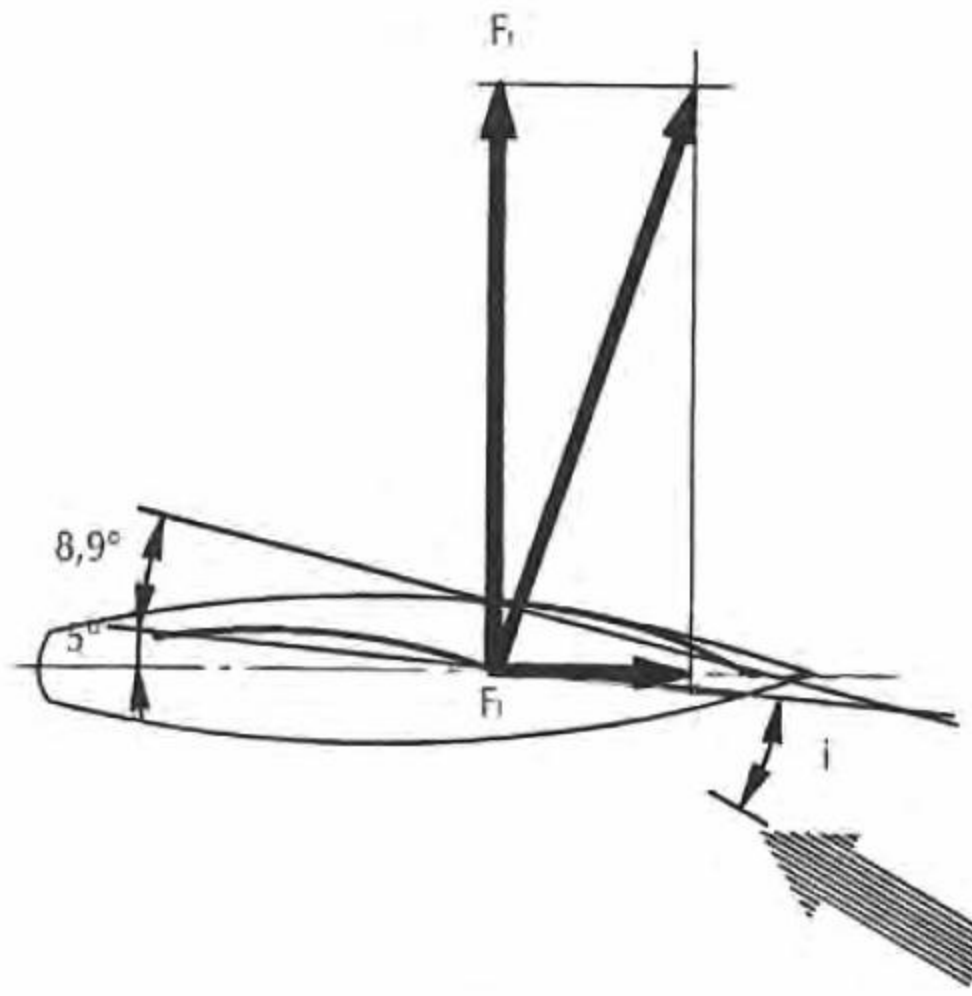


Fig. 6-16 • Forces propulsive et latérale, par unité de surface, développées par une voilure de *Dragon* dans un vent de 7,6 m/s. Les angles d'incidence correspondent à l'angle réel pour les voiles isolées et à l'incidence de la grand-voile pour la combinaison des deux.



Nous verrons plus loin comment peut intervenir le réglage réciproque des voiles.

On comprend mieux les raisons des caractéristiques que nous venons de développer en étudiant les écoulements matérialisés sur les voiles par des brins de laine ou des fumées.

Des essais faits en Grande-Bretagne par le lieutenant-colonel BOWDEN en grandeur réelle et à l'Université de Poitiers par le voilier B. CHÉRET, sur des maquettes, nous fournissent la matière de cette étude.

Bien que certaines divergences de détails apparaissent entre les deux essais, dues vraisemblablement au passage du réel à la maquette, on peut tirer de ces expériences des enseignements intéressants.

Dans les deux cas pour une grand-voile seule, on observe les phénomènes suivants (FIGURE **6-17**) :

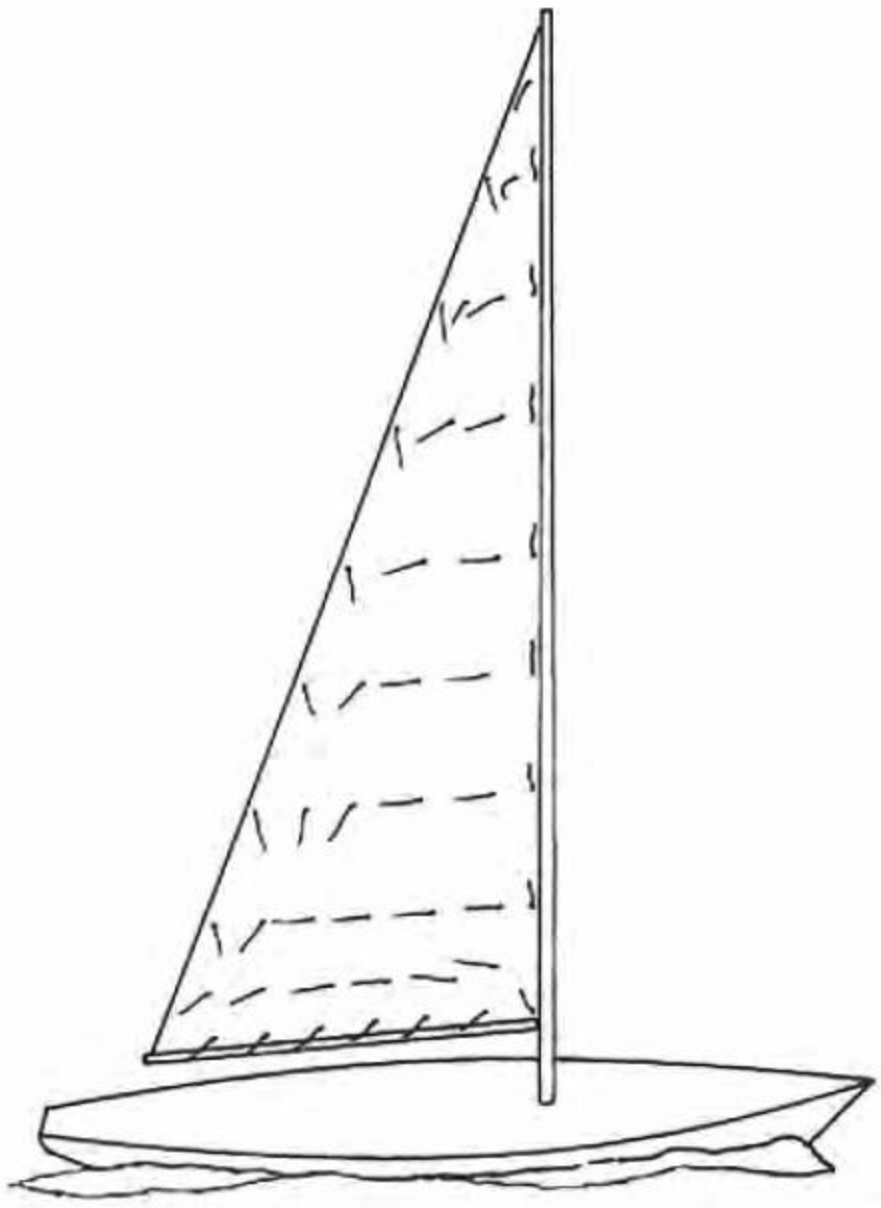


Fig. 6-17 • Matérialisation des écoulements sous le vent d'une grand-voile.

• en arrière du mât, la perturbation provoquée par celui-ci se traduit par un courant vertical ascendant,
• sur la moitié antérieure de la voile l'écoulement se fait régulièrement sur l'extrados en arrière de la zone perturbée par le mât alors que sur l'intrados de fortes perturbations dénotent une zone d'air mort beaucoup plus étendue,
• sur la moitié postérieure l'écoulement redevient régulier sur l'intrados, alors qu'il tend à s'inverser sur la partie basse de l'extrados en raison de l'angle d'incidence trop fort de cette partie de la voile provoquant une circulation de l'intrados vers l'extrados,
• enfin, le long de la bôme la circulation de l'intrados vers l'extrados indique clairement la formation du tourbillon marginal responsable de la résistance induite. Si l'on place un foc devant la grand-voile (FIGURE **6-18**) on constate peu de modifications sur l'intrados de la grand-voile.

En revanche, l'écoulement devient régulier sur toute la partie de l'extrados intéressé par la hauteur du foc.

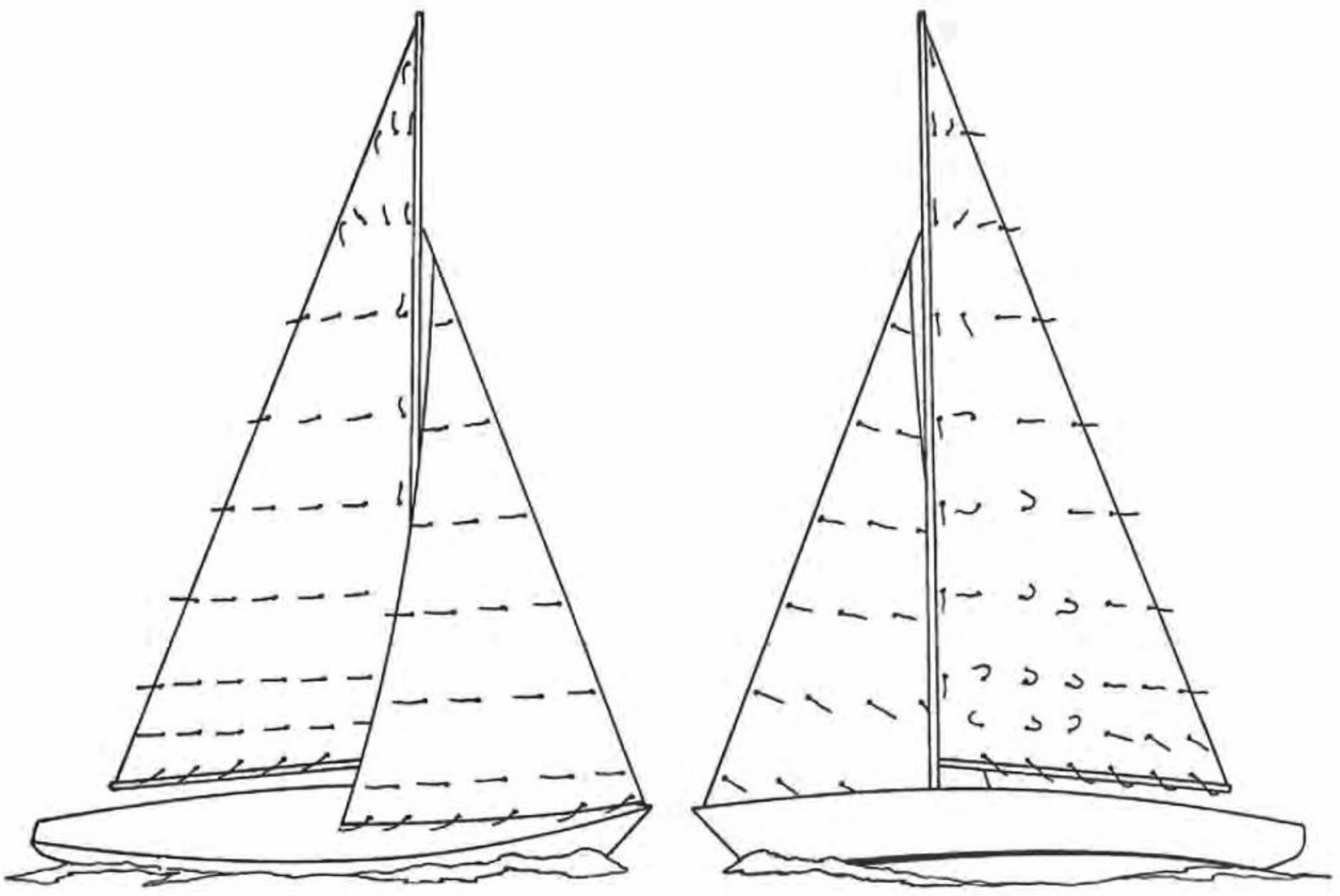


Fig. 6-18 • Matérialisation des écoulements sous le vent et au vent d'un sloop avec foc aux 3/4.

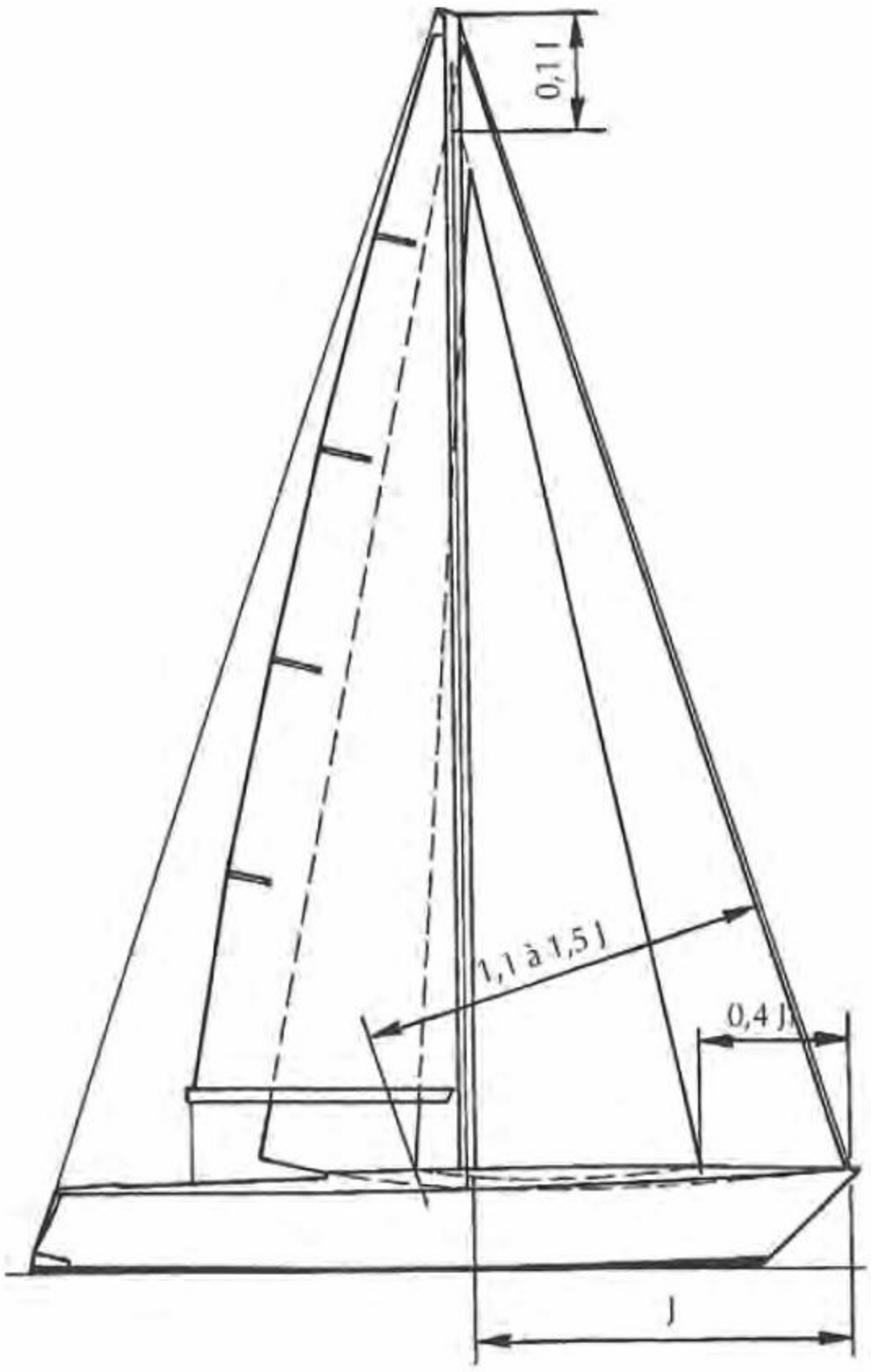


Fig. 6-19 • Gréement *double head* avec trinquette haute.

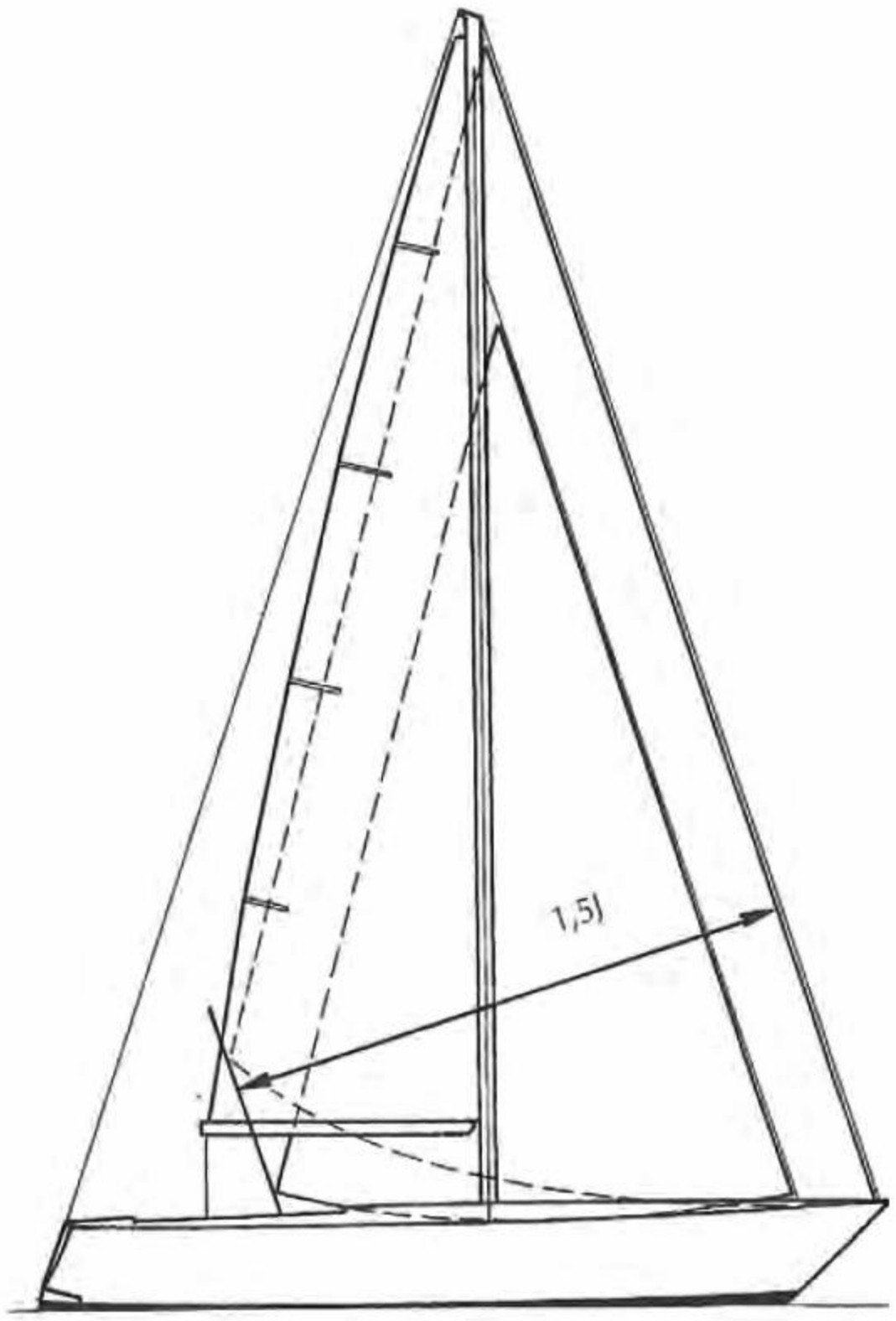


Fig. 6-20 • Gréement *double head* avec trinquette à 150% de J.

Au-dessus on retrouve la même circulation de l'intrados vers l'extrados avec formation de tourbillon marginal. Le long de la bôme le tourbillon reste inchangé, il apparaît également sur la bordure du foc alors que sur les deux faces de celui-ci l'écoulement est remarquablement stable et régulier.

Une conclusion s'impose immédiatement à l'esprit concernant les grands-voiles de gréement avec foc non en tête : la partie haute de la voile doit être coupée de façon complètement différente du reste avec un brutal dévers permettant de lui donner un angle d'incidence convenable.

Une condition bien difficile à réaliser pour un voilier ! Les essais de Poitiers ont également permis de vérifier la sorte de blocage de l'air qui se produit à l'entrée du passage entre les voiles ainsi que la déflexion importante de l'air en avant des voiles, confirmant la théorie de la circulation CHAP **II-4-G**.

La combinaison grand-voile et foc est bien sûr la plus courante, mais depuis quelques années on a pris l'habitude d'augmenter le nombre des voiles d'avant, qu'il s'agisse d'un génois ou d'un foc avec un spi, ou des variantes du cotre que sont les gréements *double head* (FIGURES **6-19** ET **6-20**).

Il semble cependant que les résultats obtenus ne sont pas toujours aussi significatifs que ceux que l'on escomptait. Pour comprendre exactement ce qui se passe lorsque l'on introduit une voile supplémentaire dans l'espace entre foc et grand-voile il nous faut faire appel à nouveau à la méthode utilisée au CHAPITRE **II-4-G** (FIGURES **2-1, 46** ET **48**).

Afin de pouvoir placer une trinquette (FIGURE **6-21**) la grand-voile est rentrée de 2,5° et le génois est écarté de 5°.

Il est bien évident que si la trinquette épouse exactement la forme des filets d'air comme en (**a**), elle n'apportera

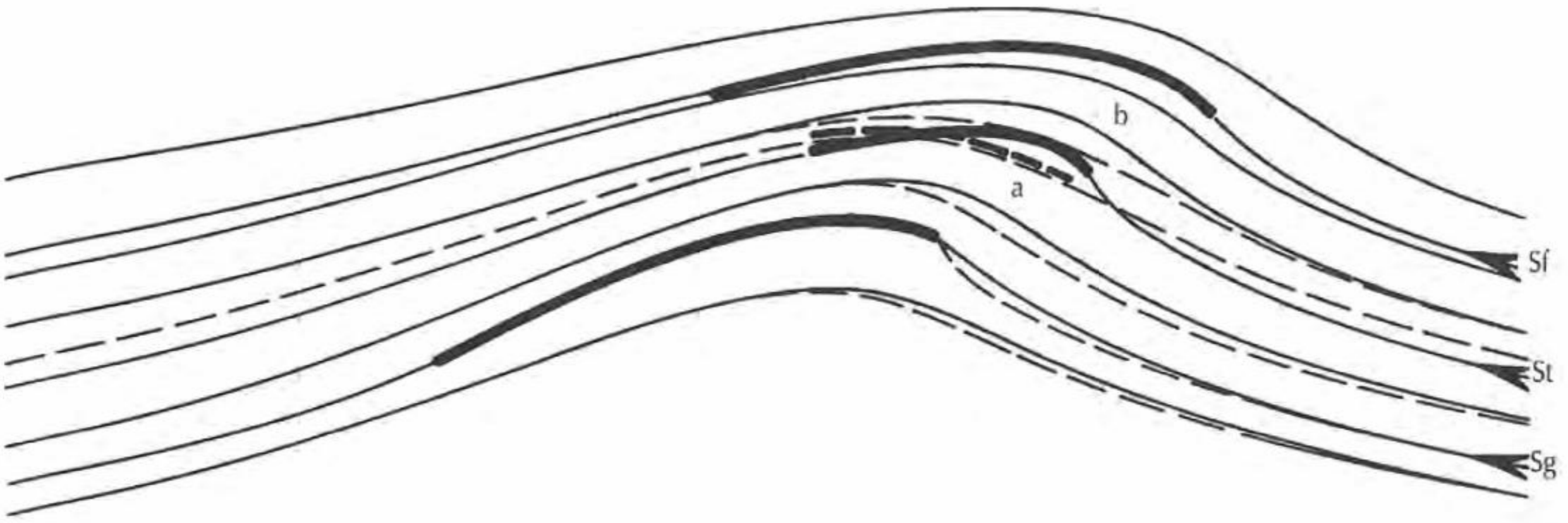


Fig. 6-21 • Écoulements avec et sans trinquette.
En pointillé, écoulements sans trinquette.
a ▪ trinquette dans le sens de l'écoulement.
b ▪ trinquette efficace.

aucune modification à l'écoulement, en dehors d'un freinage dû au frottement, et qu'elle ne développera aucune portance. Mais, si nous lui donnons une forme différente (**b**), observons ce qui se passe.

A l'extérieur du système il n'y a pratiquement aucun changement. Entre trinquette et foc les filets d'air sont resserrés, il y a donc accélération et par conséquent diminution des pressions sur l'intrados du foc. La différence de pression entre les deux faces est réduite ainsi que la force développée.

Entre trinquette et grand-voile c'est l'inverse qui se passe, les filets s'écartent, leur vitesse est donc réduite ainsi que la chute de pression sur l'extrados. La différence de pression sur les deux faces est, là aussi, diminuée de même que la force développée.

Le bilan est donc pour l'instant négatif. Mais il est compensé par d'autres éléments. D'une part, le foc est plus ouvert de 5°, par conséquent la force qu'il développe est orientée plus vers l'avant et ceci n'a été rendu possible que grâce à la présence de la trinquette car, sans elle, le foc n'aurait pu supporter cette ouverture sans faseyer. De même l'incidence plus grande de la grand-voile n'a été possible, sans que des phénomènes de séparation n'apparaissent, que par l'abaissement du gradient de pression provoqué par la trinquette. Enfin il y a la force développée par la trinquette elle-même qui n'est pas négligeable.

Il apparaît cependant que le système ainsi défini demande une très grande précision de réglage et c'est pourquoi il ne pourra être utilisé avec profit que par des équipages très expérimentés et ne semble pas avoir connu un grand avenir.

Il semble que dans ce cas la meilleure disposition de la trinquette corresponde sensiblement à celle de la FIGURE **6-19** où le point d'amure se trouve à environ 40 % de la base **J** du triangle, la drisse aboutit à 10 % de la hauteur **I** du triangle en dessous de l'étai et le point d'écoute (**LPIS**) est à 110 ou 115 % de **J** en arrière de l'étai.

Il n'en serait pas tout à fait de même si foc et trinquette étaient de longueurs sensiblement égales et qu'ainsi leurs chutes se trouvent décalées de la même façon par rapport à la grand-voile comme cela se présente à peu près sur un cotre. A ce moment on aurait réaction de la grand-voile sur la trinquette et de la trinquette sur le foc comme dans le cas des deux voiles seules, celle qui est au vent accélérant d'une part l'écoulement sur l'extrados de celle qui est dessous et d'autre part provoquant une adonnante sur son vent incident. Mais là encore, les voiles extrêmes venant à la limite du faseyage pour le foc et de la séparation pour la grand-voile, le réglage est extrêmement délicat et dans tous les cas, le rendement unitaire de chaque voile étant réduit, le gain ne peut jamais être égal à l'augmentation de la surface.

Dès que l'allure du voilier devient plus arrivée, l'espace entre les voiles au niveau de leur guindant augmente et les réglages s'en trouvent facilités. Malheureusement, il n'en va pas de même au niveau de la chute puisque si la grand-voile s'écarte de l'axe du bateau avec la rotation de la bôme, le décalage vers l'extérieur du point d'écoute du foc est rapidement limité par l'impossibilité de placer les filoires d'écoute en dehors du cale-pied. C'est pourquoi on sera rapidement conduit à faire passer l'écoute du foc par

l'extrémité de la bôme de grand-voile (ce qui nécessite l'envoi d'une voile à point d'écoute rehaussé, le *reacher*) et à amener au vent le point d'amure des trinquettes.

De toute façon un certain resserrement du passage au niveau de la chute de la grand-voile évitera une séparation trop précoce des filets d'air sur celle-ci. Plus la bôme s'écarte et plus le mât, qui est généralement d'une section plus longue que large, provoque une perturbation importante sur l'extrados de la voile. La présence d'un *tall-boy* amuré au vent et à moins de 40 % de la base du triangle, en avant du mât, facilitera un recollement rapide des filets d'air (FIGURE **6-22**). Cette voile, utilisée dans ces conditions s'apparente aux volets de bord d'attaque type HANDLEY-PAGE destinés, sur les ailes, à créer un phénomène d'hypersustentation.

Lorsqu'on passe au spinnaker, l'angle d'incidence élevé et la forte courbure de celui-ci, ne permettent plus d'obtenir un écoulement convenable entre les voiles et des phénomènes de séparation apparaissent obligatoirement (FIGURE **6-23**). On devra chercher à retarder leur apparition le plus possible et, ici aussi, la présence d'une trinquette haute et (ou) d'un *tall-boy* seront des plus bénéfiques.

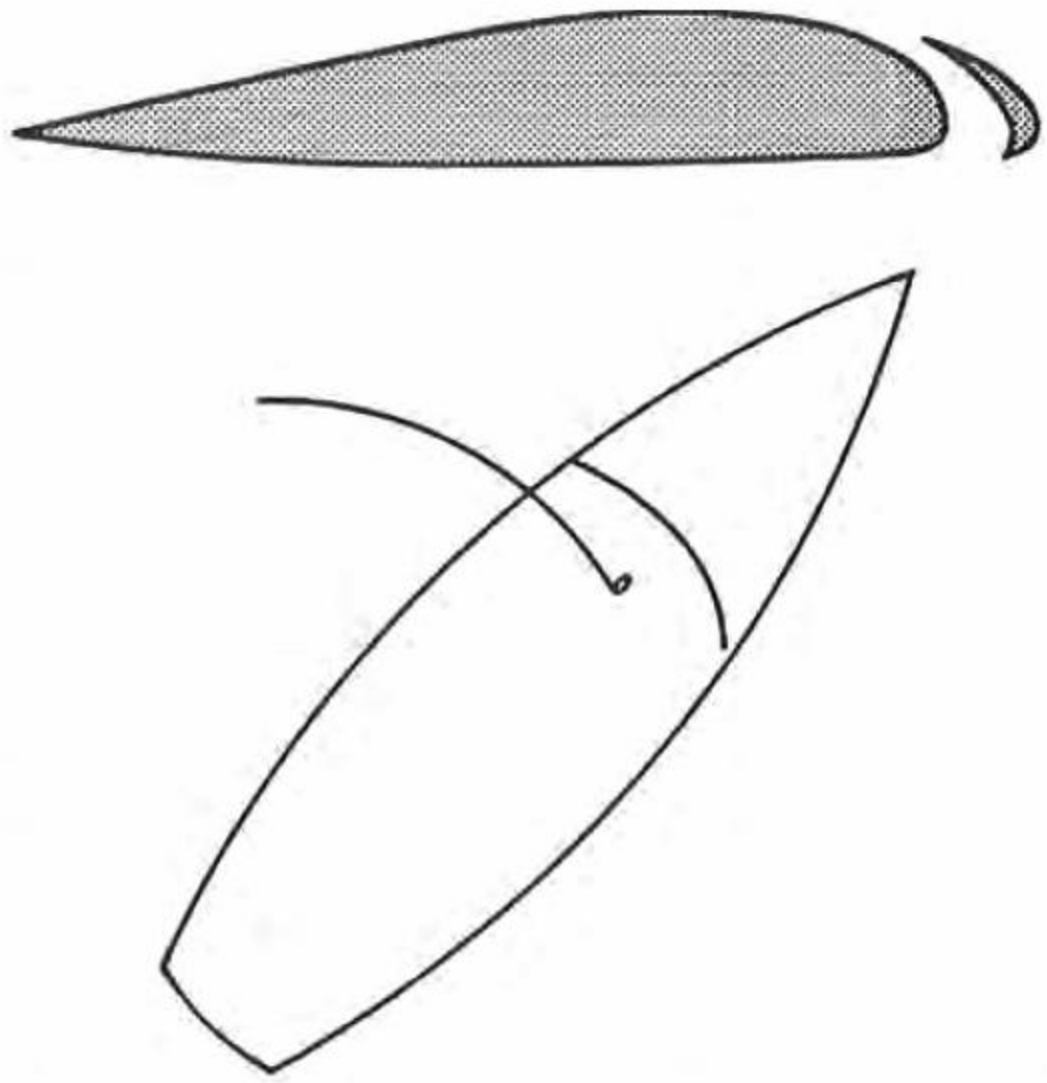


Fig. 6-22 • Le tall-boy utilisé au vent arrière s'apparente au volet de bord d'attaque de certains avions.

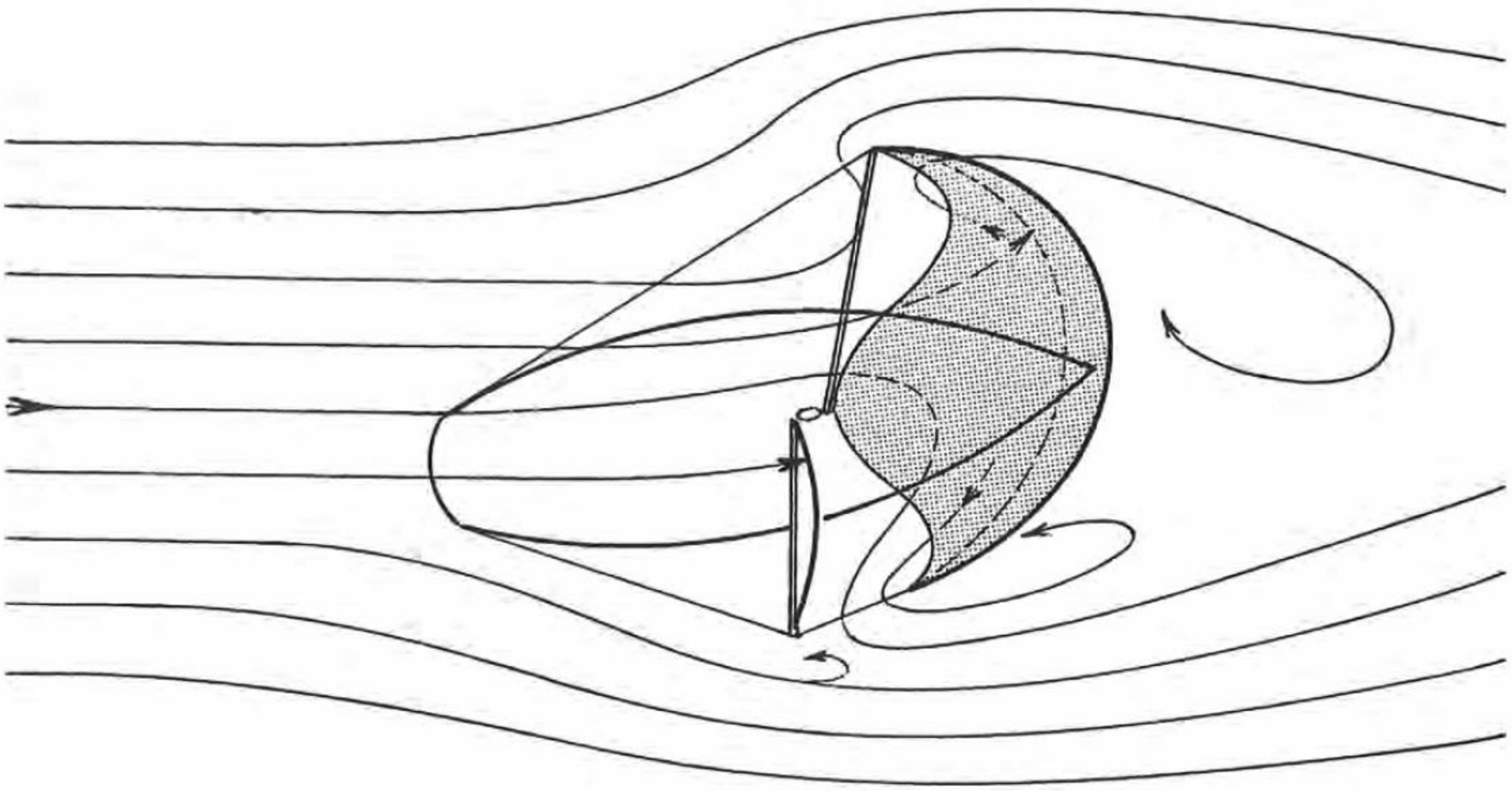


Fig. 6-23 • Écoulements entre grand-voile et spinnaker.

3 PROFIL ET COURBURE

Les mesures en grandeur réelle sur les voiles se heurtent à de graves difficultés pour trois raisons principales qui sont l'échantillonnage des balances et instruments de mesure des efforts, l'irrégularité du vent, en force et en direction, la mesure instantanée et simultanée de la forme de la voile et des paramètres du vent.

Avec la photogrammétrie on possède maintenant un instrument merveilleux de restitution et d'analyse des formes et B. CHÉRET a pu faire quelques expériences intéressantes dans ce sens, de même que NORTH aux U.S.A.

Cependant le prix du matériel et des instruments à mettre en œuvre et le coût du fonctionnement d'un tel laboratoire, limitent encore grandement les possibilités dans ce domaine.

Les mesures sur modèles se heurtent, elles, à d'autres difficultés d'ordre technique dues au respect de la loi de similitude.

En effet pour conserver des écoulements semblables il est nécessaire de maintenir le nombre de REYNOLDS. Celui-ci étant fonction de la vitesse et de la longueur, la première doit varier selon l'inverse de la seconde, par exemple pour une réduction à l'échelle de 1/4 la vitesse doit être multipliée par 4. Mais les efforts sur le tissu de la voile et sur le gréement croissent comme le carré de la vitesse, l'échantillonnage de ceux-ci doit être considérablement augmenté pour présenter une résistance et (surtout pour le tissu) des déformations analogues.

Peu de mesures et d'essais présentant une précision suffisante pour juger des écarts relativement faibles dus aux variations de la courbure des voiles ont pu être publiés. On ne peut avoir dans ce domaine que des indications de tendance mais pas de valeurs précises.

Par ailleurs, les essais sur voilures rigides ne permettent pas de reproduire les phénomènes qui apparaissent aux faibles angles d'incidence, ni ceux qui sont dus aux déformations du tissu et de l'ensemble de la voile et de son gréement.

Les seules indications que l'on puisse retenir de ces essais montrent l'accroissement de la portance avec le creux en particulier pour ce qui concerne les focs (5) alors qu'au contraire pour des grands-voiles de gréements aux 3/4 comme ceux des 12 m J.I. un creux de 12 % environ placé à 49 % de la corde ou un creux de 10 % à 43 % donnent un rapport C_x/C_y sensiblement égal (6).

En fait le rôle principal du foc, vis-à-vis de la grand-voile étant, comme nous l'avons vu, d'éviter la séparation du flux d'air sur l'extrados, il semble que cette condition ne peut être remplie que si le creux maximum de la grand-voile se situe le plus parallèlement possible à la chute du foc et pas plus en arrière que celle-ci. Par ailleurs, plus un profil est courbe plus sa polaire présente un pic marqué et, par conséquent, plus le réglage est pointu. C'est ainsi que compte tenu de leur manque d'élasticité, et par conséquent d'adaptabilité, les voiles de comptétition en sandwich ne fonctionnent correctement que dans une plage d'angle d'incidence de l'ordre de 5°.

Pour un spinnaker les profils des sections seront bien évidemment très différents selon qu'il sera utilisé au largue ou au plein vent arrière. Dans le premier cas il ne faudrait pas que l'angle d'incidence dépasse 25 à 30°, angle au-delà duquel la séparation devient totale et fait chuter brutalement le coefficient de portance. Il en résulte que le creux ne devrait pas dépasser 20 %. Cela ne pourra être obtenu que pour des voiles très spécialisées utilisables seulement sur une plage étroite d'angles d'incidence.

Dès que l'angle d'incidence atteint les valeurs où une séparation complète apparaît, le but à atteindre est de donner à la voile le maximum de traînée. Le profil de base le mieux adapté est alors sans contexte le demi-cercle ou ses dérivées, les demi-ellipses.

Un des facteurs qui viennent compliquer l'étude des voiles est, en dehors de la porosité que nous avons déjà étudiée, la rugosité qui peut avoir une influence sur la structure de la couche limite mais les tissus actuels, généralement très calandrés et les sandwichs présentent une surface suffisamment lisse pour qu'il n'y ait plus de grosses difficultés dans ce domaine.

Les plus grosses difficultés proviennent en fait de l'irrégularité de la surface elle-même due aux coutures et au manque d'homogénéité des tensions dans le tissu qu'elles entraînent. Les mesures photogrammétriques effectuées par B. CHÉRET sur des voiles de 470 sont, sur ce point, très révélatrices.

Mais ici aussi, les laizes collées des sandwichs ou mieux les constructions d'une pièce sur moule type 3D, ont éliminé ce problème pour les voiles de haute compétition.

4 ALLONGEMENT

On sait que l'allongement d'un plan est toujours un facteur d'augmentation du rapport C_p/C_t bien que l'angle de décrochement soit, lui, réduit.

Les jauges de course tiennent généralement compte de cet avantage en taxant ou limitant les allongements.

En fait, cela est souvent assez arbitraire et irréaliste car l'allongement se taxe de lui-même par l'élévation du centre de voilure et du moment de chavirement qu'il engendre.

D'autre part, l'avantage n'est vraiment significatif qu'aux allures du près. Il est bien évident que pour un voilier dont les caractéristiques de coque sont définies, et en particulier

la stabilité et le rapport gîte/gain dans le vent optimum, il n'existe qu'un allongement correspondant. Comparons trois plans de voilure (7) ayant une même surface totale **RSAT** pour la jauge **IOR** (donc de surface réelle se réduisant avec l'allongement), même rapport **LP/JC** et trois allongements différents (3,16, 2,52 et 1,95)* (FIGURE **6-24**), le rapport C_x/C_y en fonction de C_x est supérieur d'environ 20 % pour le plus fort allongement, tandis que le rapport entre C_x et le moment de chavirement M_y dépend autant de l'angle d'ouverture des voiles que de la hauteur du centre de voilure.

Les conclusions de l'auteur quant à la supériorité du plus fort allongement semblent cependant un peu hâtives, non sur le plan du coefficient de force propulsive C_x mais sur celui du rapport C_x/M_y.

Une autre étude de J.H. MILGRAM (8) compare un plan avec foc 7/8 et deux plans avec foc en tête d'allongements différents et de même surface sur une coque de performances connues. Le plan 7/8 a une surface réelle de 123 m² et les deux autres de 111 m², les allongements sont respectivement de 2,75, 3,28 et 3,6**.

* Dans ce cas l'allongement est égal à $IC^2/RSAT$.

Le gain net global sur la vitesse n'atteint pas plus de 1 % entre les deux premiers et 1,3 % entre les deux derniers.

Bien que ces résultats soient assez fragmentaires on peut en déduire qu'il faut être très prudent dans l'augmentation des allongements car ceux-ci s'accompagnent toujours d'autres effets négatifs : allongement du mât, avec ses corollaires d'accroissement de la section, de complication du gréement et de plus grande difficulté dans l'établissement des voiles et dans le maintien de leur forme sur toute leur hauteur.

En effet, l'amplification des déformations de la voile est liée à l'allongement, c'est-à-dire que pour une même longueur d'écoute choquée, la déformation de la chute sera d'autant plus importante que l'allongement sera grand. Il en résultera une beaucoup plus grande difficulté dans le réglage de la chute.

Par ailleurs plus l'angle au sommet se réduit, plus la concentration des efforts intéresse une petite surface de la voile.

** Dans ce cas la hauteur est prise entre la base du foc et le sommet de la grand-voile et la surface est celle des triangles.

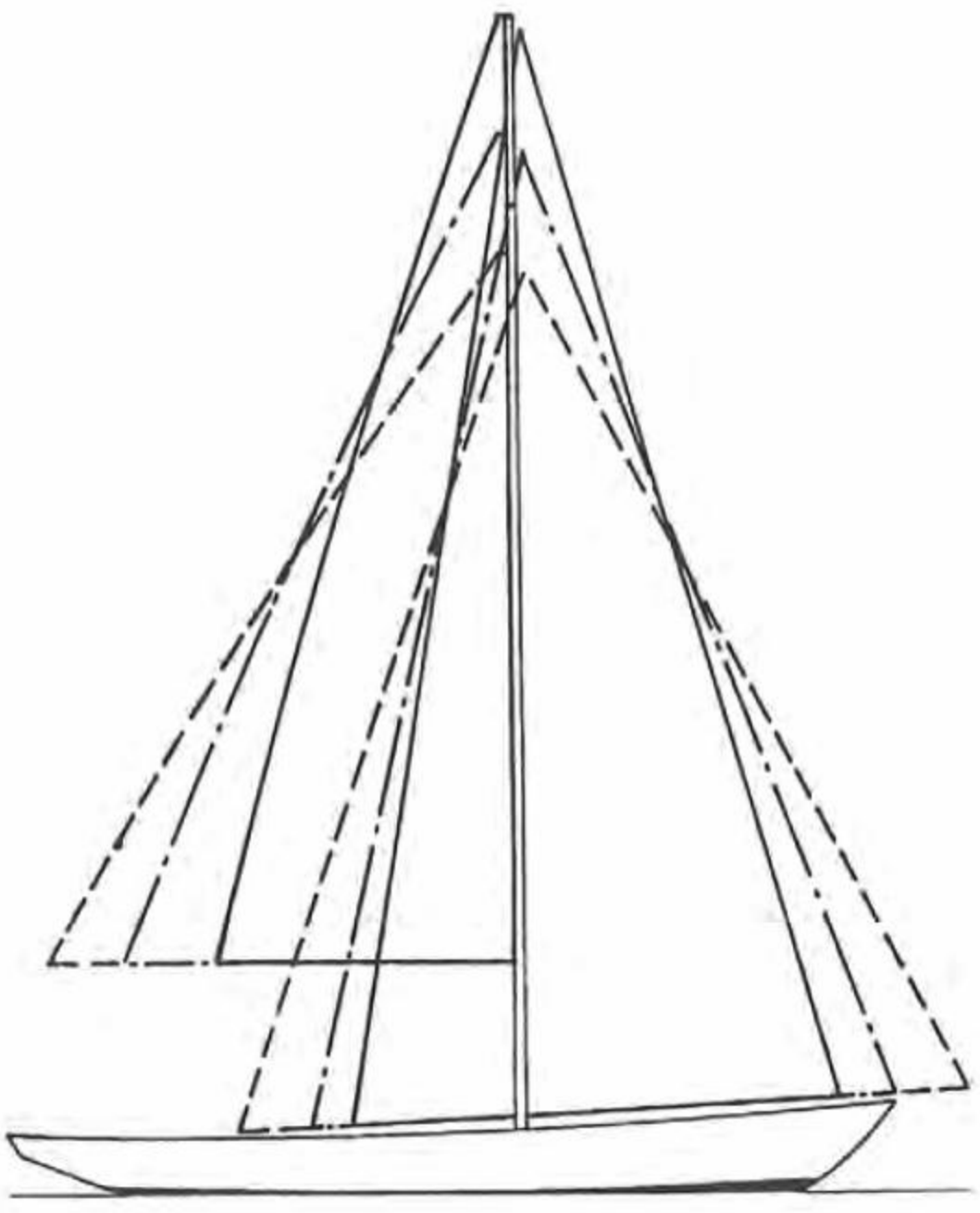


Fig. 6-24 • Voilure de sloop avec foc en tête pour des allongements de 3,16, 2,52 et 1,95.

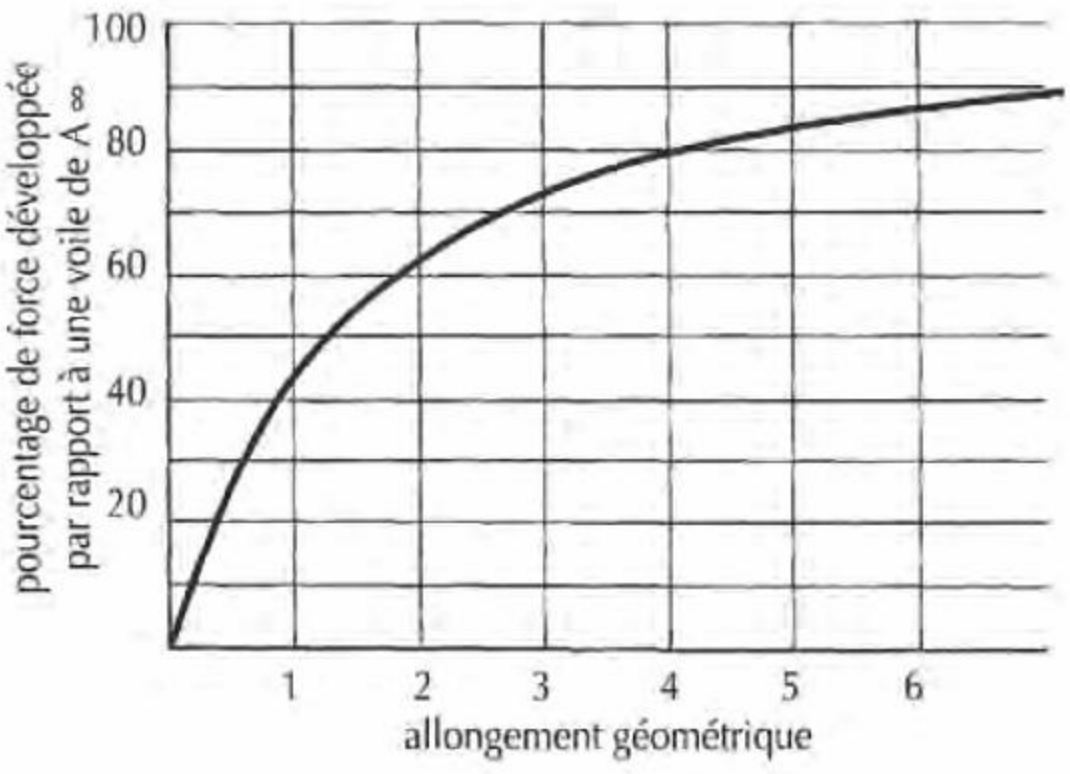


Fig. 6-25 • Pourcentage de rendement d'une voile d'allongement défini par rapport à une voile d'allongement infini.

Il en résulte la nécessité de prévoir des renforts étendus et une beaucoup plus grande difficulté, pour le voilier, à conserver dans la partie haute de la voile des courbures correctes, en particulier à cause de la réduction importante des forces antéro-postérieures qui règlent cette courbure.

Il semble donc raisonnable de ne pas dépasser un allongement de 4 pour les génois et de 6 pour les grand voiles.

En fait, au-delà de 4 le gain obtenu par l'accroissement de l'allongement devient extrêmement faible comme le montre le graphique de la FIGURE **6-25** car il ne faut pas oublier que l'allongement réel « aérodynamique », est, dans ce cas, le double de l'allongement géométrique. L'allongement peut être plus important pour une grand-voile en raison de la surface pratiquement inutile correspondant aux 15 à 20 % supérieurs déventés par le mât, ou pour des voiles lattées qui peuvent de plus supporter un rond de chute important en tête ce qui leur donne alors une forme de chute elliptique.

Mais on sait que l'amélioration des performances par l'allongement, est liée essentiellement à la résistance induite due à la formation des tourbillons marginaux et nous avons vu qu'il était possible d'obtenir une augmentation "artificielle" de l'allongement, par la réduction des tourbillons à l'aide de plaques d'extrémités.

Au sommet des voiles il est bien difficile de prévoir de tels appendices et les essais effectués sur des grand voiles de 12 m J.I. ne semblent pas avoir donné de résultats significatifs en raison vraisemblablement de la traînée provoquée par l'incidence due à la gîte.

Il en est tout autrement à la base où le pont constitue une merveilleuse plaque d'extrémité.

La polaire de la FIGURE **6-26** montre la différence obtenue pour le gréement du *Dragon* de la référence (**2**) entre la voilure seule et le bateau complet. Il est intéressant de noter que, du fait de l'abaissement du centre de pression, le moment de chavirement ne se trouve pas augmenté autant que le laisserait supposer l'accroissement de la force latérale $\mathbf{F_X}$. En fait l'augmentation du moment de chavirement ne dépasse pas 5 %. Il est certain que l'avantage sera d'autant plus important que l'espace entre la voile et le pont sera plus réduit. Ainsi les génois de près sont venus au contact des ponts, et sur les 12 m J.I. les bômes ne laissent aux équipiers que l'espace nécessaire pour passer un œil au-dessus des cockpits. Deux études ont tenté de chiffrer le gain obtenu (**9**) (**10**). Les résultats de la première sur une grand-voile seule semblent extrêmement douteux. On n'a en effet pas tenu compte de la surface additionnelle, ce qui nécessite des corrections qui aboutiraient à des différences presque nulles sur le rapport $\mathbf{C_p/C_t}$ pour des espaces sous la bôme allant de 0 % à 10 % de la longueur de celle-ci.

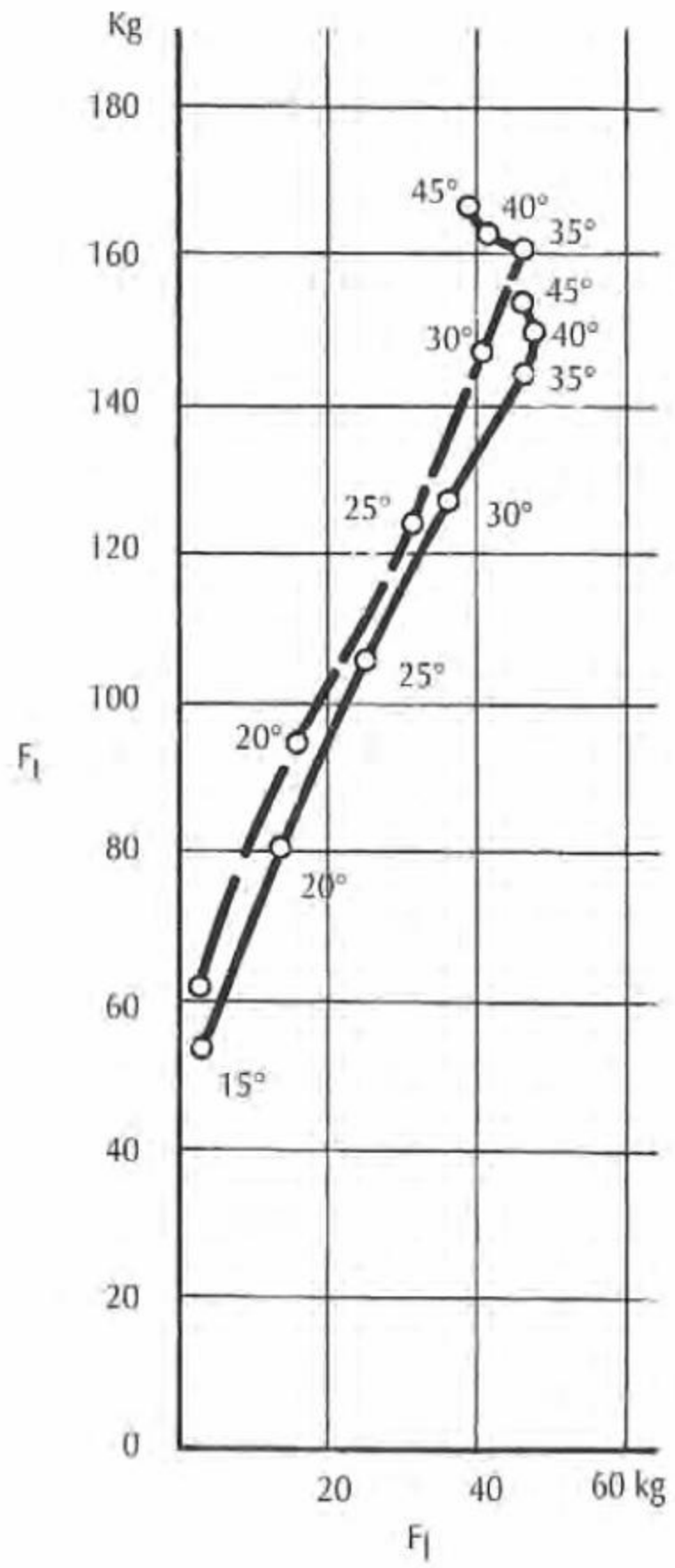


Fig. 6-26 • Forces latérale et longitudinale développées sur un *Dragon* pour la voilure seule (trait plein) et l'ensemble voilure + coque + gréement (trait interrompu) en fonction de ß—λ.

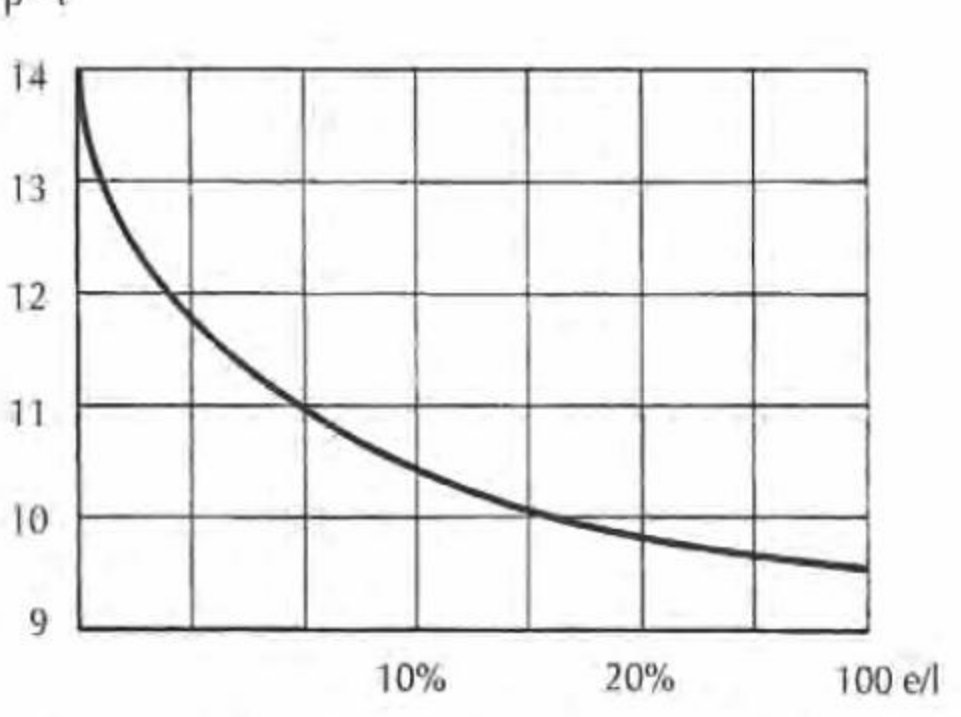


Fig. 6-27 • Variation du rapport $\mathbf{C_p/C_t}$ en fonction de la hauteur de l'espace entre la bôme et le pont. L'espace **e** est représenté par son pourcentage de la longueur de bôme **l**.

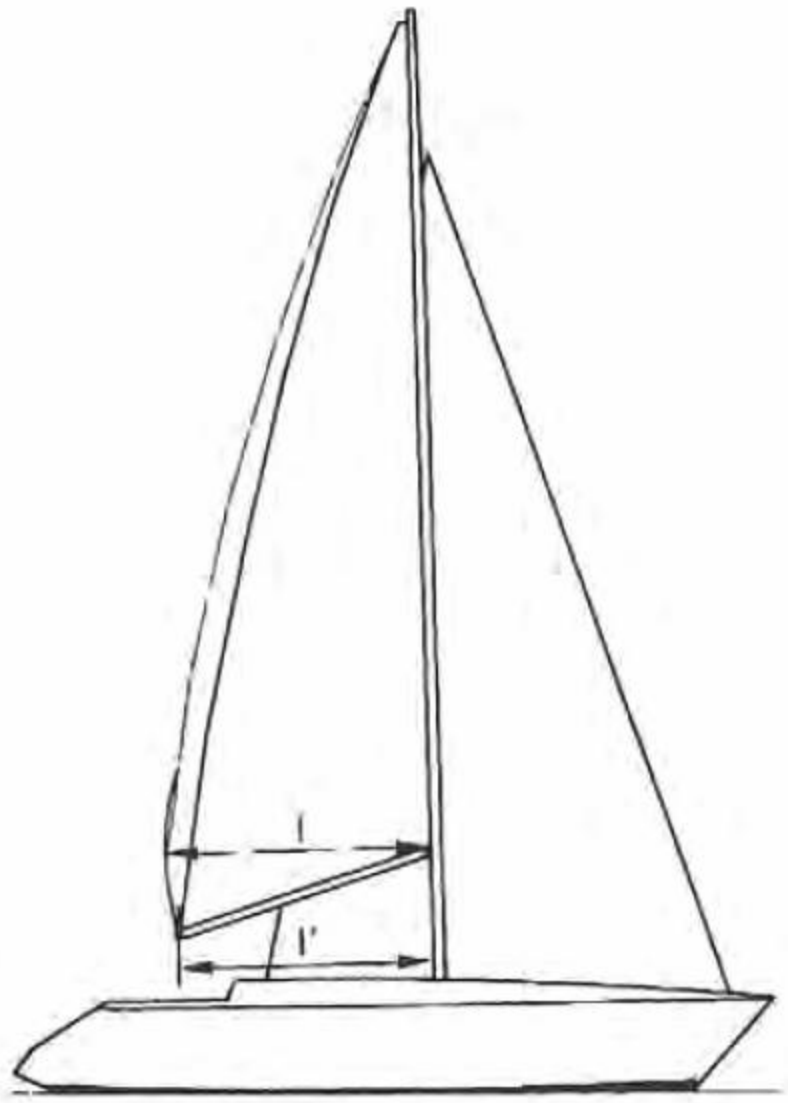


Fig. 6-28 • On perd de la surface en descendant l'extrémité de la bôme, **l'** devenant plus petit que **l**.

Fig. 6-29 • Voilure d'un *Skerry* de 30 m².

La seconde étude malheureusement effectuée avec un mât profilé (ce qui explique les valeurs très élevées de C_p/C_t) a l'avantage de considérer l'ensemble grand-voile et foc et d'intéresser des espaces allant de 0 à 23,3 % (FIGURE **6-27**). Dans les séries de compétition telles que 5,5 m J.I. et 6 ou 12 m J.I. dans lesquelles les caractéristiques de hauteur maximum des voiles sont fixées et où la répartition des surfaces est en faveur de la grand-voile, il est facile (si ce n'est commode pour l'équipage) de descendre la bôme au plus bas.Il n'en est plus de même pour les voiliers de course au large où, en plus de la gêne très grande qui en résulterait pour les manœuvres, le fait de descendre la bôme, sans augmenter la surface de la voile, conduirait à un allongement beaucoup trop grand.

Certains tentent de résoudre cette difficulté en abaissant le point d'écoute (FIGURE **6-28**). Hormis le fait que cette disposition conduit à une perte de surface, puisque la normale abaissée du point d'écoute sur le mât sera toujours inférieure à la longueur mesurée sur la bôme, il n'est absolument pas certain qu'il y ait une amélioration quelconque de la résistance induite alors que par contre toute la partie inférieure de la voile sera affectée par le dévent de la bôme, surface qui s'accroîtra avec la gîte.

5 FORME DE LA VOILE

La forme de base de toutes les voiles des gréements type bermudien est le triangle.

Cette forme n'est en soi pas trop mauvaise puisqu'elle est relativement proche de la surface qui déterminerait un coefficient de charge elliptique.

Il est possible de se rapprocher encore plus de la forme idéale en déformant les lignes droites que constituent le guindant et la chute soit par le cintrage du mât soit par l'arrondi de la chute. Les jauges, les difficultés de fabrication, ne permettent guère d'exploiter la première solution par un cintrage permanent du mât comme cela existait sur les célèbres skerries scandinaves (FIGURE **6-29**).

Il reste cependant la possibilité, dont on ne se prive pas en dériveur, de cintrer le mât, en fonctionnement, par l'équilibre des efforts entre la voile et le gréement ou même simplement le mât lui-même (*Finn*).

C'est, avec une forte quête, un avantage des gréements souples dont on n'a peut-être pas toujours apprécié à sa juste valeur l'intérêt, préoccupé d'abord par l'influence sur le creux de la voile (FIGURE **6-30**).

La deuxième solution consiste à donner au rond de chute une flèche importante et un rayon de courbure se réduisant progressivement vers le sommet (FIGURE **6-31**). Une telle

forme ne peut être obtenue cependant que par le soutien de lattes forcées disposées sur toute la surface, ou au moins sur la moitié supérieure de la voile.

En effet la traction dans la chute tend à faire rentrer vers le centre de la voile la surface importante de tissu située dans la chute, et il est nécessaire de combattre cette tendance par des éléments élastiques travaillant en compression et non pas en flexion simple comme les lattes normales.

Sous l'effet de la compression, ces lattes flambent élastiquement selon une courbure définie par l'évolution de leur section, la flèche prise pouvant être définie soit par le préréglage de la tension du tissu sur la latte, soit par la composante due à la traction sur un nerf de chute passant par l'extrémité de toutes les lattes, traction qui peut être modifiée en marche. La présence de lattes dont la courbure est réglable permet bien sûr d'obtenir une adaptabilité beaucoup plus importante de la forme de la voile. D'autre part, la rigidité qu'elles procurent à la partie antérieure de la grand-voile permet de descendre à des angles d'incidence auxquels normalement se produirait le faseyage.

En revanche, l'ensemble des lattes constitue une masse plusieurs fois supérieure à celle de la voile elle-même.

De ce fait, les voiles lattées ne sont réellement intéressantes que pour des voiliers travaillant à des angles d'incidence réduits et pour lesquels la stabilité de poids ne constitue pas une nécessité impérative, par exemple, les catamarans de sport et les voiliers sur glace ou sable. Dans tous les autres cas, les lattes forcées ne peuvent que constituer une gêne par leur poids, leur fragilité et leur encombrement.

La combinaison du cintrage du mât et d'un rond de chute important soutenu par des lattes trouve un excellent exemple d'application sur les Class America où le cintrage du mât est contrôlé par un jeu de bastaques (actuellement quatre, incluant un pataras mobile), tandis que le haut de la grand-voile est soutenu par des lattes forcées peu nombreuses (généralement cinq dont trois pour le tiers supérieur) FIGURE **6-32**.

Par petit temps, ces lattes ont souvent du mal à s'inverser lors des virements de bord et nécessitent alors l'envoi d'un équipier à 25 ou 30 mètres de hauteur.

6 POSITION RELATIVE DES VOILES

Tout l'art du régleur de voile réside d'abord dans la correction de l'angle d'incidence de chaque voile, par rapport au vent apparent et donc de leur angle d'ouverture réciproque.

Si l'on considère le graphique de la FIGURE **6-33** déduit des études (**4**) et (**11**), on constate que l'angle d'ouverture entre

Fig. 6-30 • Aspect de la voilure d'un *505* au près dans la brise.

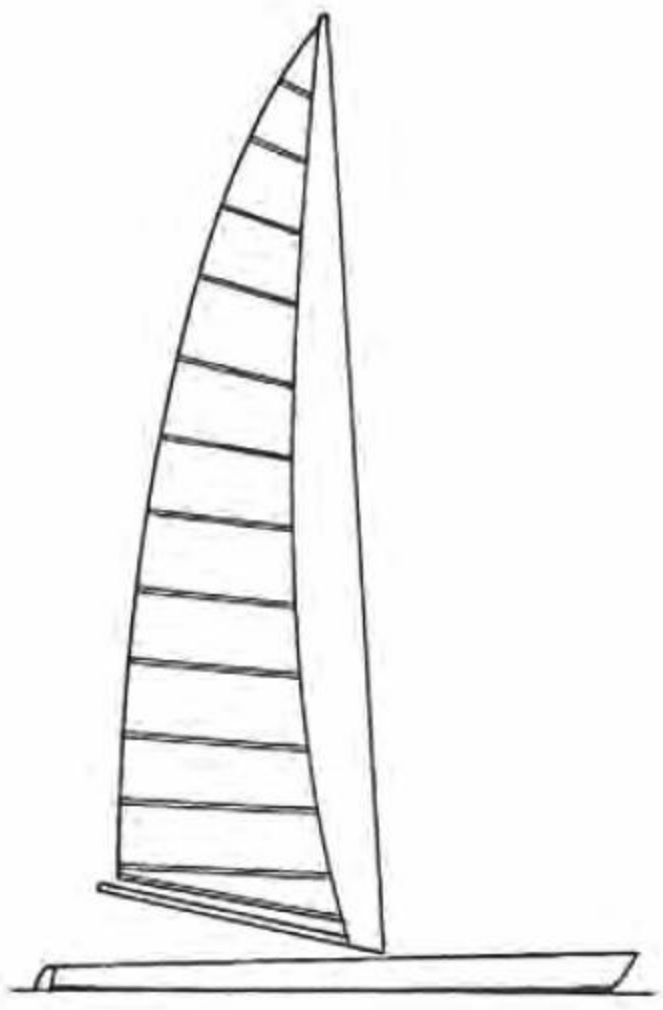


Fig. 6-31 • Sans doute l'exemple le plus achevé de grand-voile lattée, celle du catamaran de classe C *Lady Helmsman*.

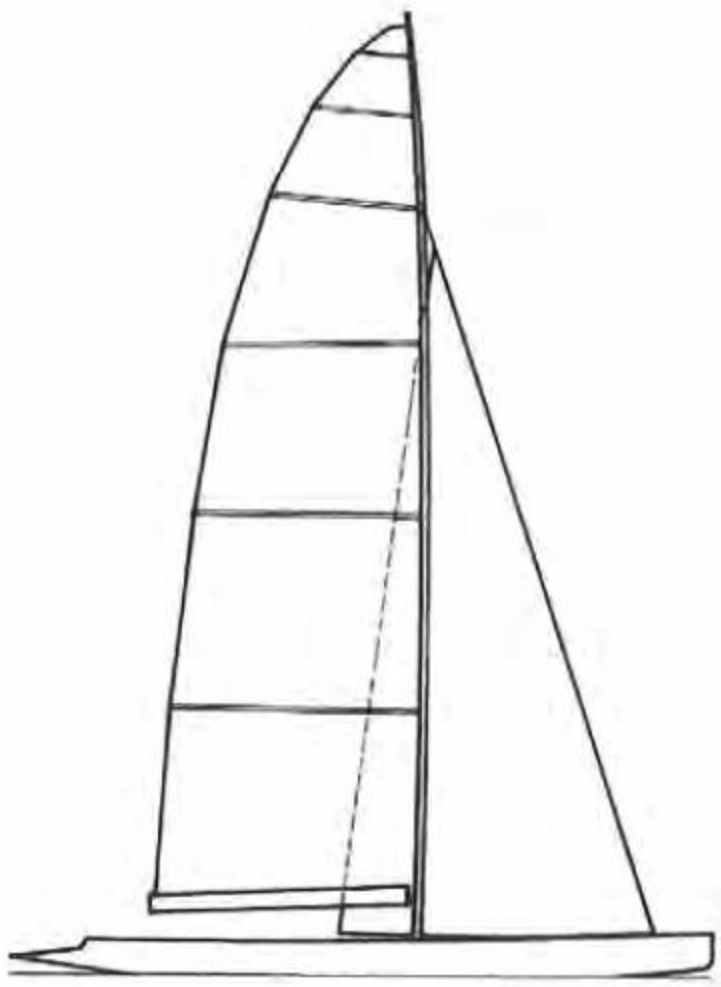


Fig. 6-32 • Plan de voilure typique avec grand-voile lattée d'un Class America.

les voiles doit croître en même temps que l'angle d'incidence pour obtenir la force propulsive maximum.

Il s'agit bien sûr ici, d'un plan de voilure possédant un foc aux 3/4 de surface relativement restreinte, mais on peut penser qu'un foc plus grand et en tête aurait conduit à des angles d'ouverture encore plus larges.

On conçoit donc l'intérêt qu'il y a à pouvoir disposer de grands angles d'ouverture pour les focs à toutes les allures plus près que le largue et l'importance de maintenir un angle correct sur toute la hauteur de la voilure par le jeu du dévers des chutes.

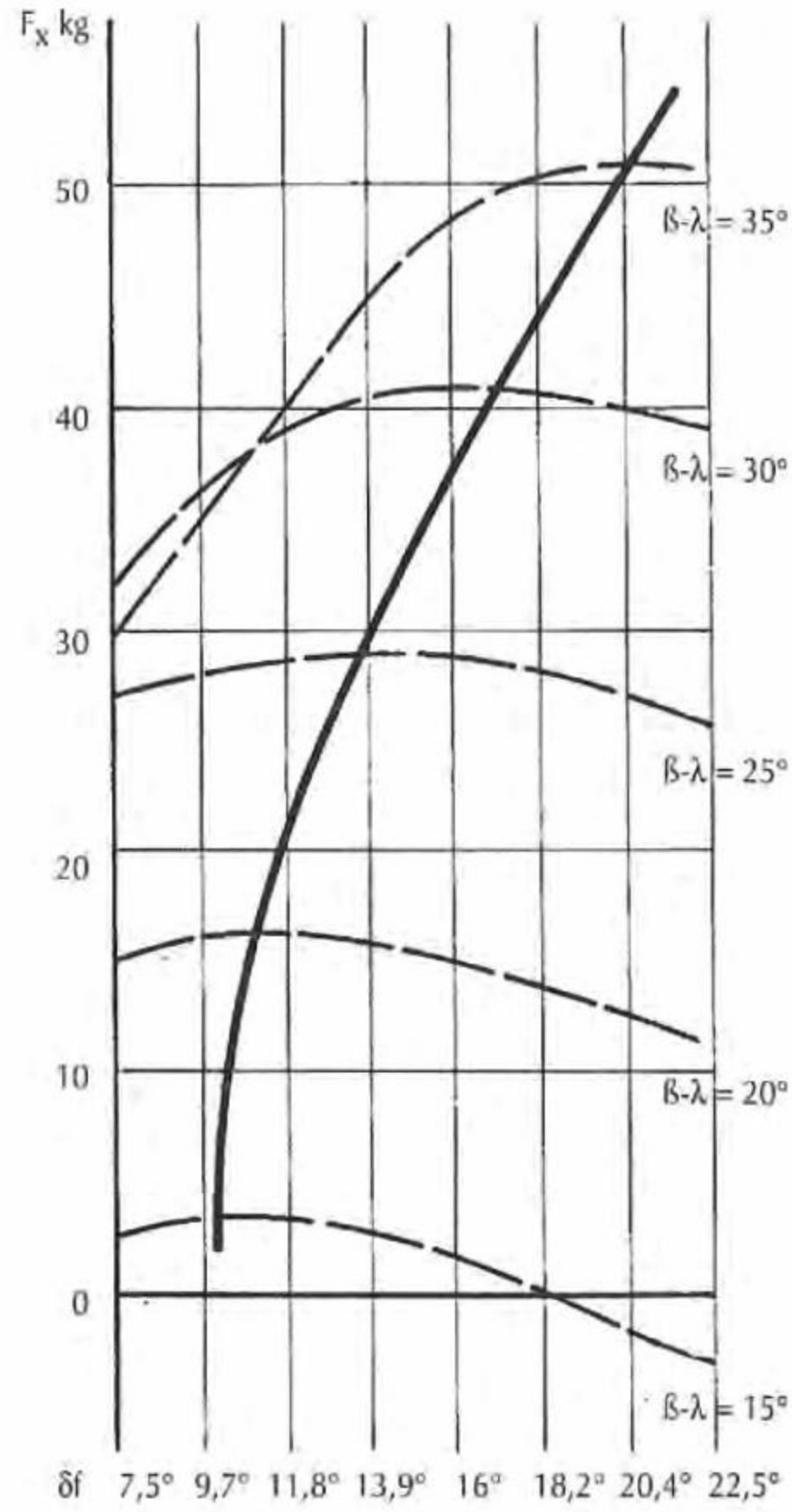


Fig. 6-33 • Variation de la force propulsive sur un *Dragon* en fonction de l'ouverture du foc. L'ouverture optimum augmente avec l'angle du vent apparent.

7 PROPORTION DES SURFACES ET RECOUVREMENT

Du gréement style 5,50 m J.I. ou *Soling* avec foc aux 3/4 sans recouvrement, au sloop IOR à foc en tête à grand recouvrement, il est évident, qu'en dehors même de toute influence de jauge, la plus grande fantaisie semble présider aux choix de la répartition de la surface entre les différentes voiles.

A priori on pourrait être tenté, connaissant la supériorité aérodynamique du foc dans l'ensemble foc/grand-voile, de considérer le gréement avec foc en tête comme supérieur. Ce serait oublier trop vite que la supériorité du foc n'est utile qu'aux allures du près et que, dès que l'on atteint des allures plus arrivées et des angles d'incidence plus élevés, la grand-voile prend l'avantage.

Il est donc bien certain que le type de navigation prévue sera déterminant dans le choix du type de plan de voilure. Cependant, il demeure très difficile de dégager de l'expérience actuelle les facteurs liés directement au type de navigation de l'influence générale de la jauge et, en particulier, de la surface permise pour les spinnakers.

Pour les parcours triangulaires on peut tirer des enseignements fort intéressants de l'étude d'une série britannique, le *Bembridge Redwing*, dont le règlement offre la possibilité, sur une coque strictement monotype, d'installer une voilure de quelque forme que ce soit pourvu que la surface réelle totale ne dépasse pas 200 pieds carrés (18,58 m²). Tous les types de plans de voilure, y compris les plus extravagants comme l'autogire, ont été expérimentés pour aboutir à un gréement aux 3/4 avec une répartition foc/grand-voile de 1/2,5 à 1/2,7, un foc sans recouvrement et une grand-voile d'allongement 6 à 7.

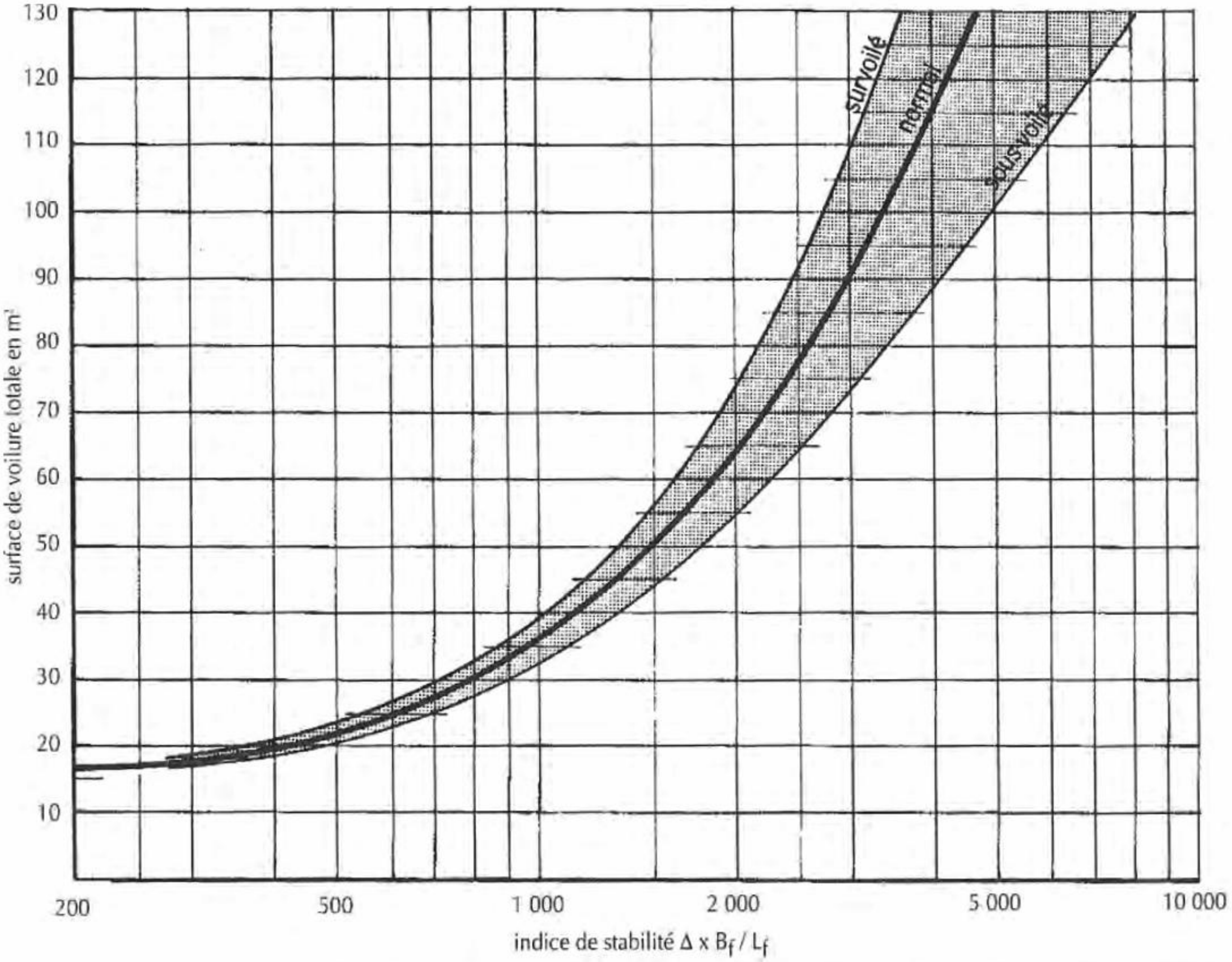


Fig. 6-34 • Valeur de la surface de voilure en fonction de l'indice de stabilité. Au-delà des limites situées de part et d'autre de la valeur normale, on se trouve devant des cas exceptionnels. Pour des gréements à deux mâts on pourra admettre d'emblée un relèvement de 10 à 15% des surfaces, c'est-à-dire qu'on devra se trouver dans la fourchette supérieure de la courbe normale.

Pour un gréement à foc en tête des essais effectués à Southampton pour un One tonner donnent en résultat final pour le rapport vitesse du bateau/vitesse du vent réel une valeur optimum de bordure du foc égal à 165 % de la base du triangle avant qui confirme assez bien la tendance générale actuelle.

C ▪ LES DIFFÉRENTS TYPES DE PLANS DE VOILURE

A travers tout ce que nous venons de voir, il est possible maintenant de définir à peu près exactement quel type de plan de voilure et quelle surface seront les mieux adaptés au programme prévu et aux caractéristiques du voilier en projet en dehors de toute considération de jauge.

Il est évident que tous les voiliers ont besoin de remonter correctement dans le vent, mais il est non moins certain que la proportion en temps de marche au près est très différente entre un voilier de régate pure courant sur parcours olympique et un yacht hauturier. Nous savons que la surface totale de voilure dont on peut équiper un voilier dépend avant tout de sa stabilité définie en première analyse par son déplacement et sa largeur de flottaison rapportés à sa longueur (un bateau léger et étroit devra porter moins de voilure qu'un autre plus lourd et (ou) plus large mais de même longueur).

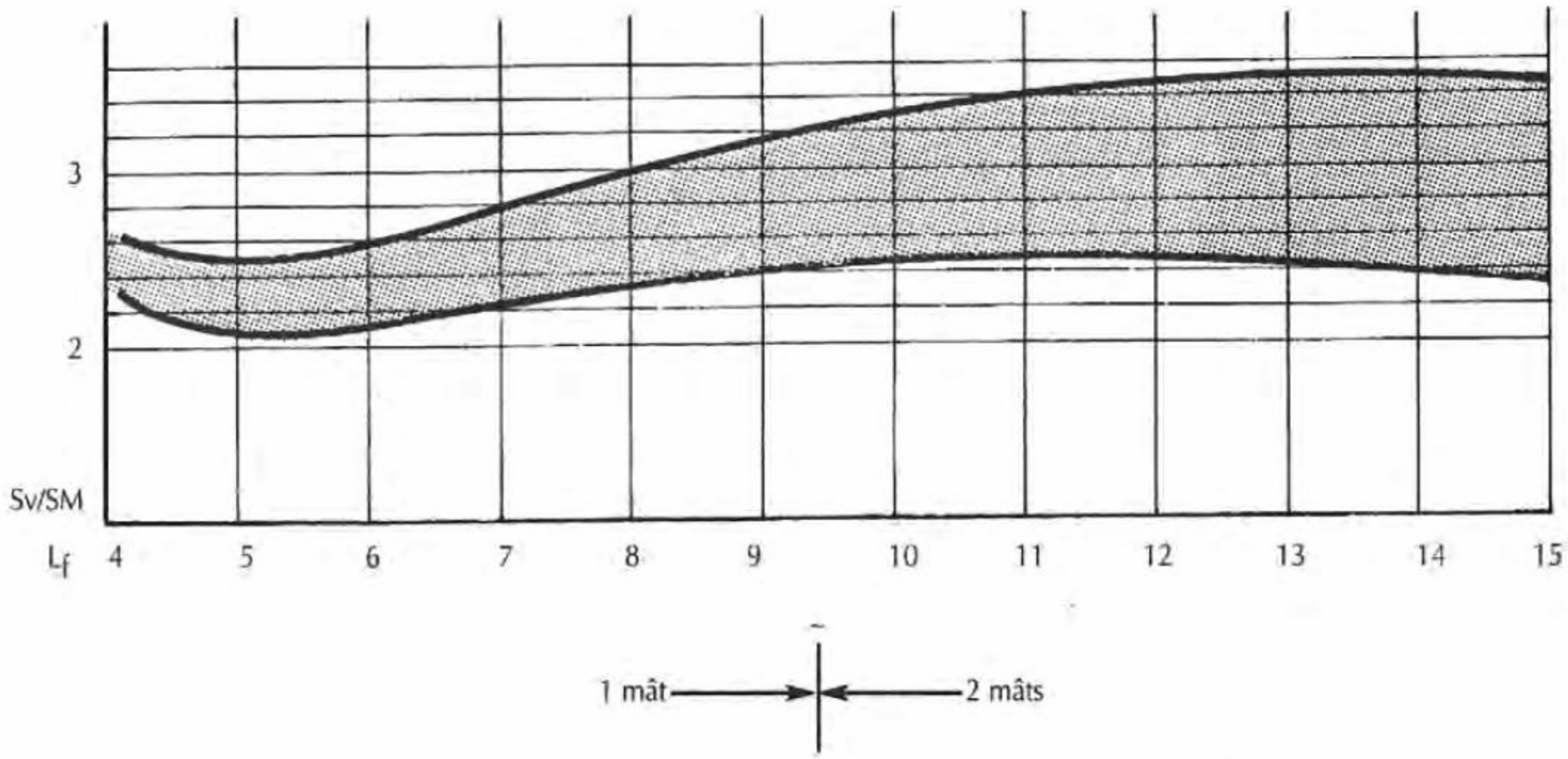


Fig. 6-35 • Fourchette des rapports surface de voilure/surface mouillée.

Il est possible d'englober ces paramètres dans un *indice de stabilité* $\mathbf{V_S} = \Delta \times \mathbf{B_{fl}}/\mathbf{L_{fl}}$ *.

Le graphique de la FIGURE **6-34** donne une première approximation de la surface que l'on peut donner à la voilure en fonction de cet indice de stabilité.

Par ailleurs, il sera bon de vérifier que le rapport surface de voilure/surface mouillée est suffisant pour assurer des performances correctes par petit temps. Le graphique de la FIGURE **6-35** permettra d'assurer ce contrôle pour des voiliers modernes à aileron réduit et gouvernail séparé.

Pour des bateaux à quille longue les valeurs seraient réduites de 10 à 15 %. On notera le relèvement de la courbe pour les petits voiliers, permis par les possibilités de rappel de l'équipage.

La manœuvrabilité du gréement, et par conséquent la surface unitaire maximum de chaque voile et la division qui en résulte, est liée aux possibilités de l'équipage en nombre et en puissance.

Enfin la longueur disponible sur le pont limitera les possibilités de division et d'étalement longitudinal du gréement.

* Si l'on considère la raideur comme le rapport entre le moment inclinant et le moment de redressement et rapportant toutes les valeurs à $\mathbf{L_{fl}}$ on a :
$\mathbf{M_r} = \mathbf{L^4} \times \mathbf{B}/\mathbf{L} = \mathbf{L^3} \times \mathbf{B}$
$\mathbf{M_c} = \mathbf{L} \times \mathbf{L^2}$
où $\mathbf{L^4}$ représente le moment d'inertie de la flottaison,
$\mathbf{L^3}$ le déplacement et $\mathbf{L^2}$ la surface de voilure.
$\mathbf{M_r}/\mathbf{M_c} = \mathbf{f}\,[(\mathbf{L^3} \times \mathbf{B})/(\mathbf{L} \times \mathbf{L^2})]$ ou
$\mathbf{f}\,[(\Delta \times \mathbf{B})/(\mathbf{L} \times \mathbf{SV})]$ d'où $\mathbf{SV} = \mathbf{f}\,[(\Delta \times \mathbf{B})/\mathbf{L}]$

1 LE CAT-BOAT (FIGURES 6-36, 6-37, 6-38, 6-39)

C'est en fait le gréement idéal puisque nous avons vu qu'à l'unité de surface, la voile seule avait au près un rendement supérieur à une voilure divisée. Il est bien évident qu'un mât tournant s'impose, de préférence profilé. C'est ce dernier type que l'on rencontre sur les voiliers atteignant leur performance maximum à des angles d'incidence très faibles tels que les catamarans de sport type classe C (FIGURE **6-31**) ou les voiliers sur glace (FIGURE **6-40**).

La surface maximum que l'on peut utiliser en cat-boat est limitée par la stabilité de la carène car la hauteur du centre de poussée devient rapidement prohibitive.

Il semble que dans des conditions de vent normales il ne soit guère possible de dépasser une douzaine de mètres carrés par équipier quel que soit le type de coque, mono ou catamaran, la différence intervenant essentiellement sur l'allongement qui va de 4 à 7.

2 LE SLOOP (FIGURE 6-41)

A partir d'une surface supérieure à 10 m² par équipier, la division en gréement de sloop s'impose. Jusqu'à une surface totale d'une vingtaine de mètres carrés le foc, montant aux 3/4 et sans recouvrement, représentera entre 30 et 35 % de la surface totale, et l'allongement de la grand-voile ne dépassera pas 7 (FIGURE **6-42**).

Fig. 6-36

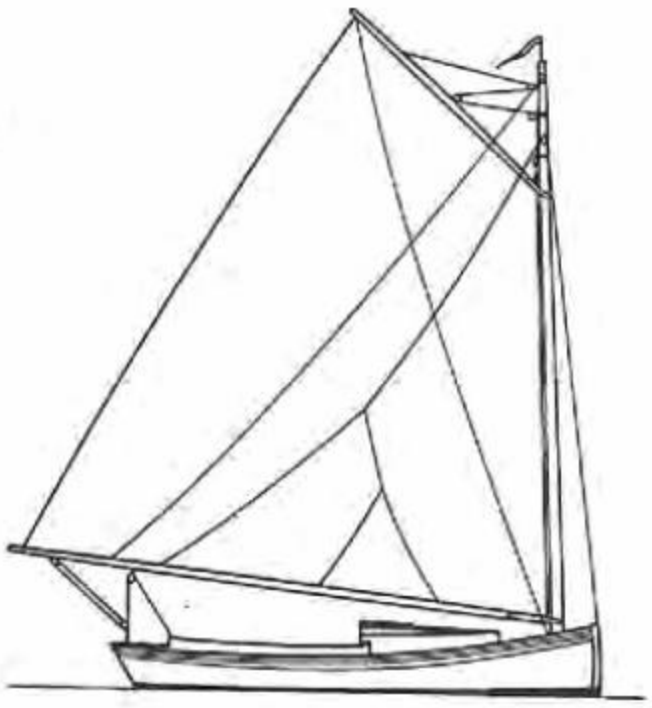


Fig. 6-37

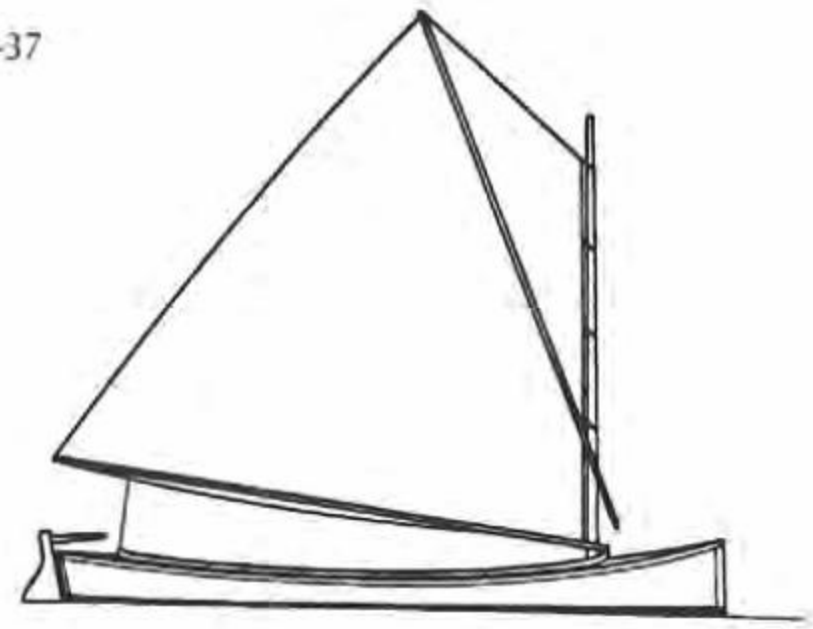


Fig. 6-38

Fig. 6-39

Fig. 6-36-37-38-39 • Variations sur le thème du cat-boat depuis *Eastern*, cat-boat américain (**FIGURE 36**) avec une grand-voile à corne classique, le *West Coast Salmon* à livarde (**FIGURE 37**) ou le *Eastern Shore* du Maryland (**FIGURE 38**) jusqu'à l'*Effraie* de Patrick PHELIPON (**FIGURE 39**) le vainqueur de la première Miniton Cup. Sauf sur les plus petits où il est purement et simplement supprimé, l'implantation du haubanage présente toujours une certaine difficulté.

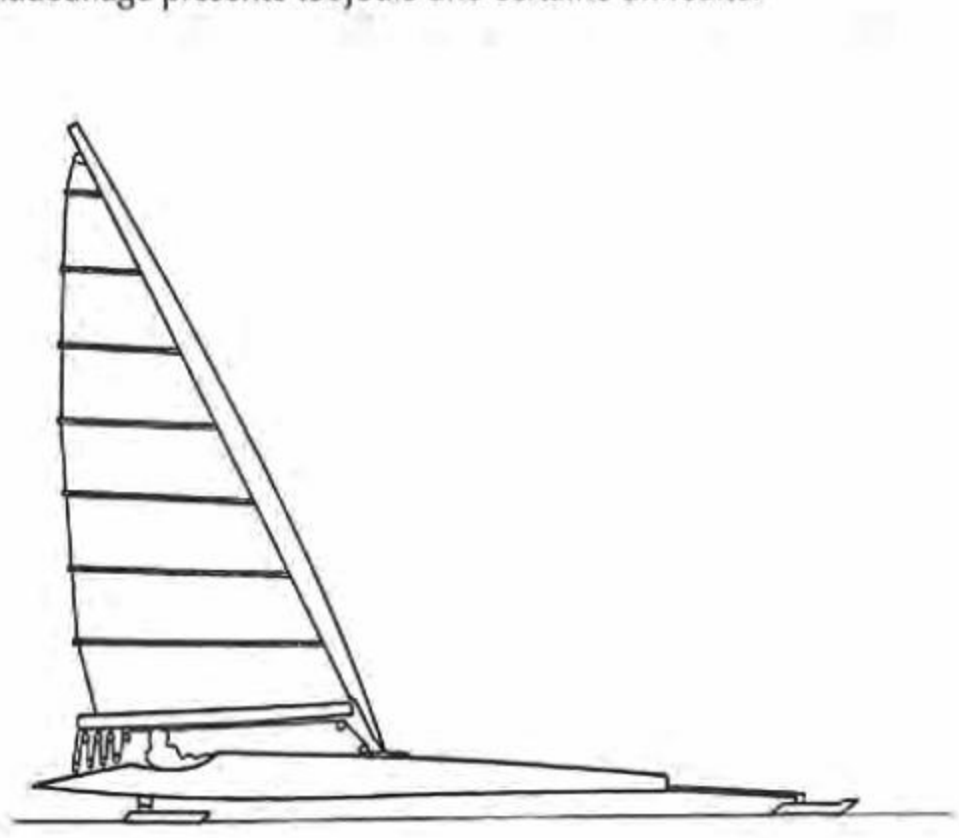


Fig. 6-40 • Voile lattée et mât profilé du cat-boat sont idéals pour le voilier sur glace pour qui compte avant tout la possibilité d'obtenir un angle d'incidence aussi faible que possible.

Fig. 6-41 • Grand-voile houari à faible allongement, foc de surface réduite, le sloop de course tel qu'on le voyait à la fin du siècle dernier. *Unorna* de Ch. SIBBICK - 1894.

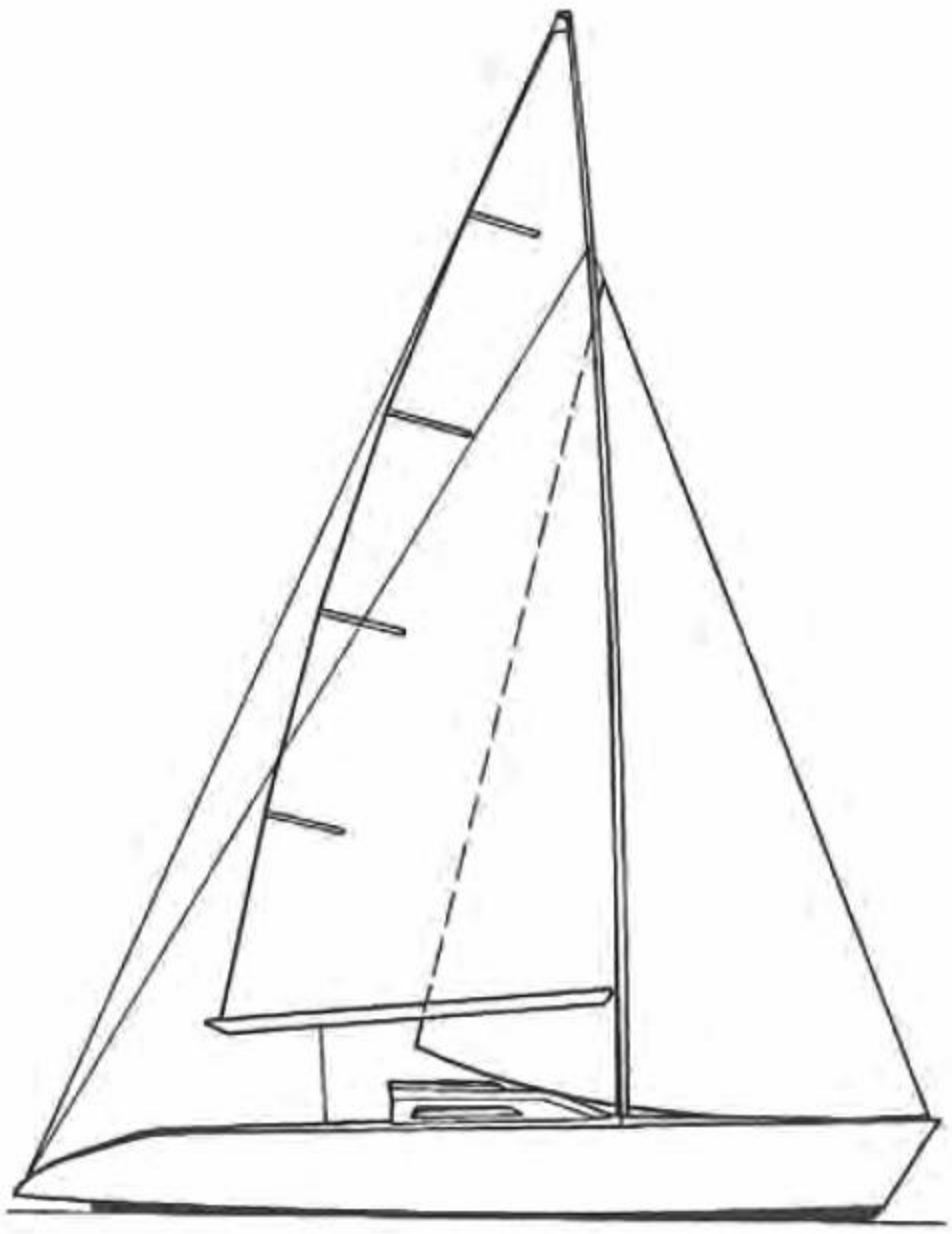


Fig. 6-42 • Le gréement de sloop aux 3/4 d'allongement modéré s'applique particulièrement bien aux conceptions modernes de voiliers légers des jeunes architectes néo-zélandais comme ce half-tonner de Bruce FARR.

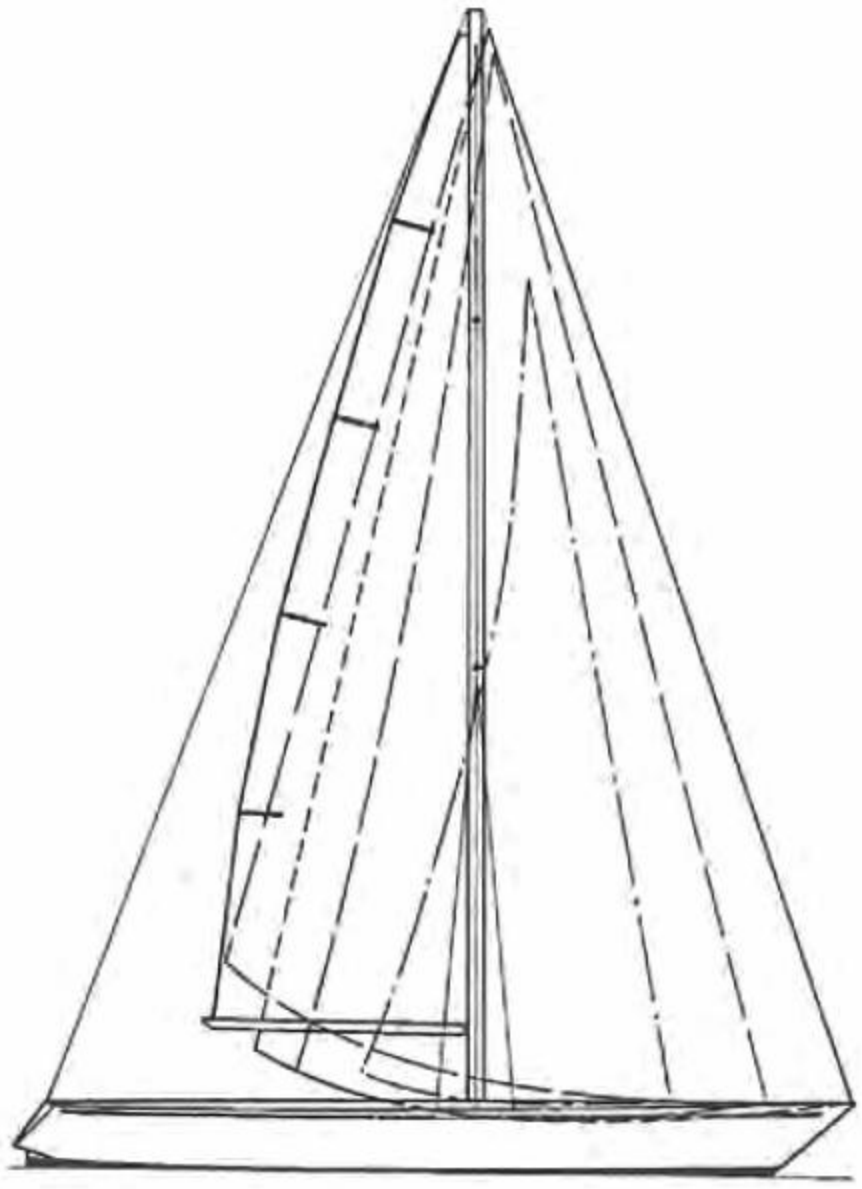


Fig. 6-43 • Un sloop moderne de grande taille, ici un *43'* de German FRERS *Jr.* se doit de posséder une vaste garde-robe de voiles d'avant pour s'adapter à toutes les conditions de vent.

Au-delà de 20 m² le supplément sera obtenu en augmentant la surface du foc, de préférence par élévation du capelage de l'étai. Dans ce dernier cas, l'allongement de la grand-voile ne devra pas dépasser 6 tandis que l'angle du guindant sur la verticale ne sera pas inférieur à 20°.

Lorsque le capelage de l'étai aura atteint le sommet de la grand-voile, l'augmentation ne pourra plus s'effectuer que par le recouvrement des focs sur la grand-voile (FIGURE **6-43**).

Il n'y a pratiquement pas de limite de taille au gréement de sloop autre que celle imposée par la maniabilité des voiles d'avant.

3 LE COTRE (FIGURE 6-45)

La division suivante s'opère donc sur les voiles d'avant.

Contrairement à ce que l'on énonce souvent c'est la trinquette et non le yankee qui est la voile la plus importante. Elle devra donc être de surface maximum. Son étai, placé a 30 % de la base en arrière de l'étai avant sera parallèle à celui-ci. La voile occupera le maximum du triangle consti-

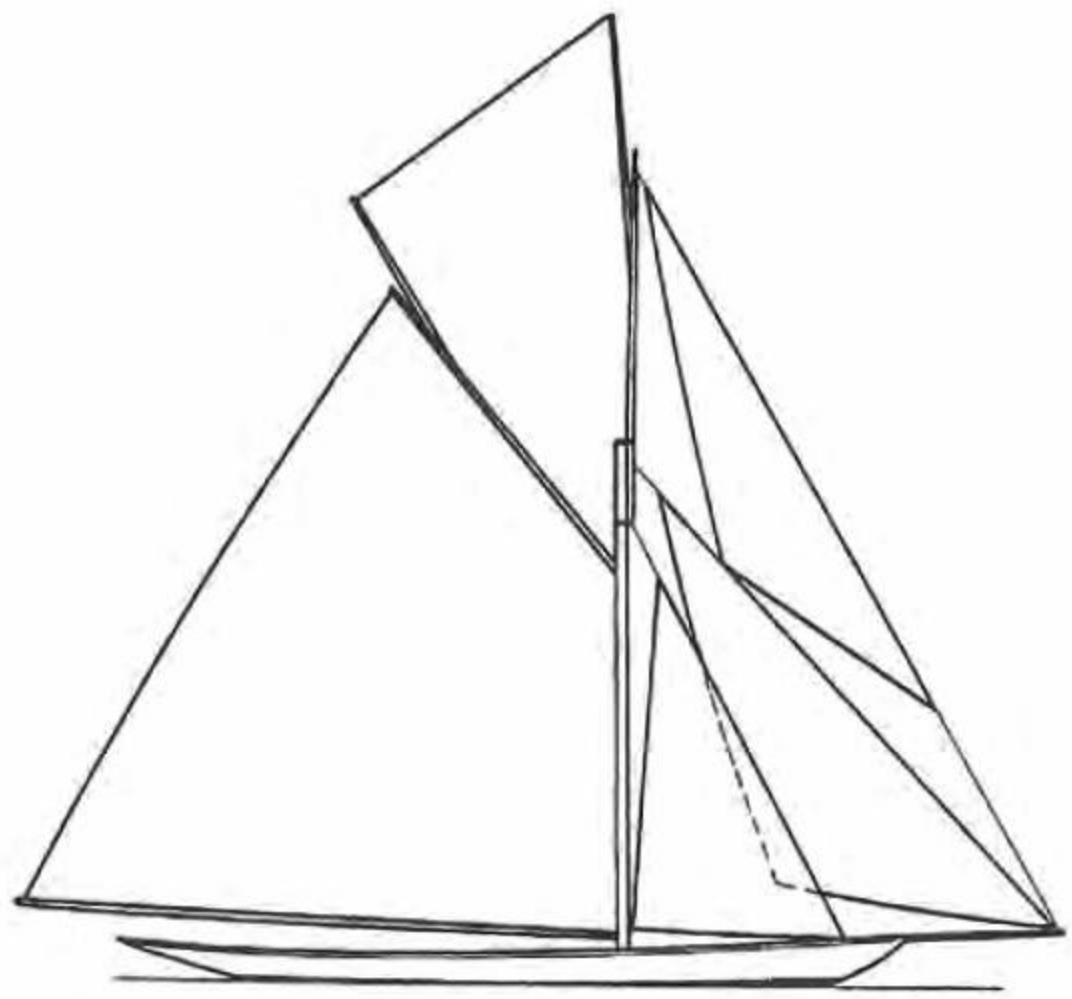


Fig. 6-44 • Le *Britannia* de G.L. WATSON lancé le 20 avril 1893 représente sans doute le plus complet achèvement du cotre franc dans le cadre de la jauge longueur-surface de voilure, à la fin du 19ème siècle.

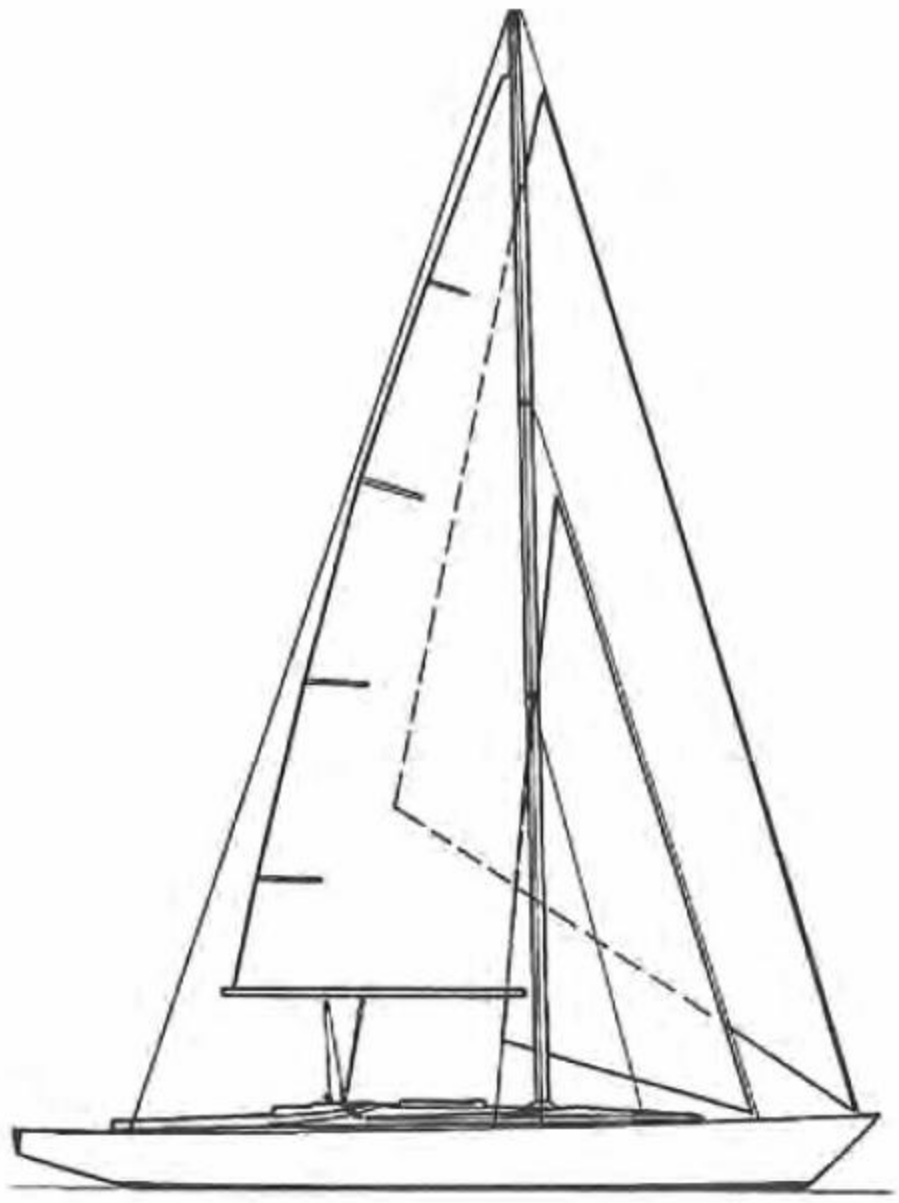


Fig. 6-45 • John ILLINGWORTH fut le plus ardent défenseur du gréement de cotre aux derniers jours de la jauge du RORC comme sur *Oryx*.

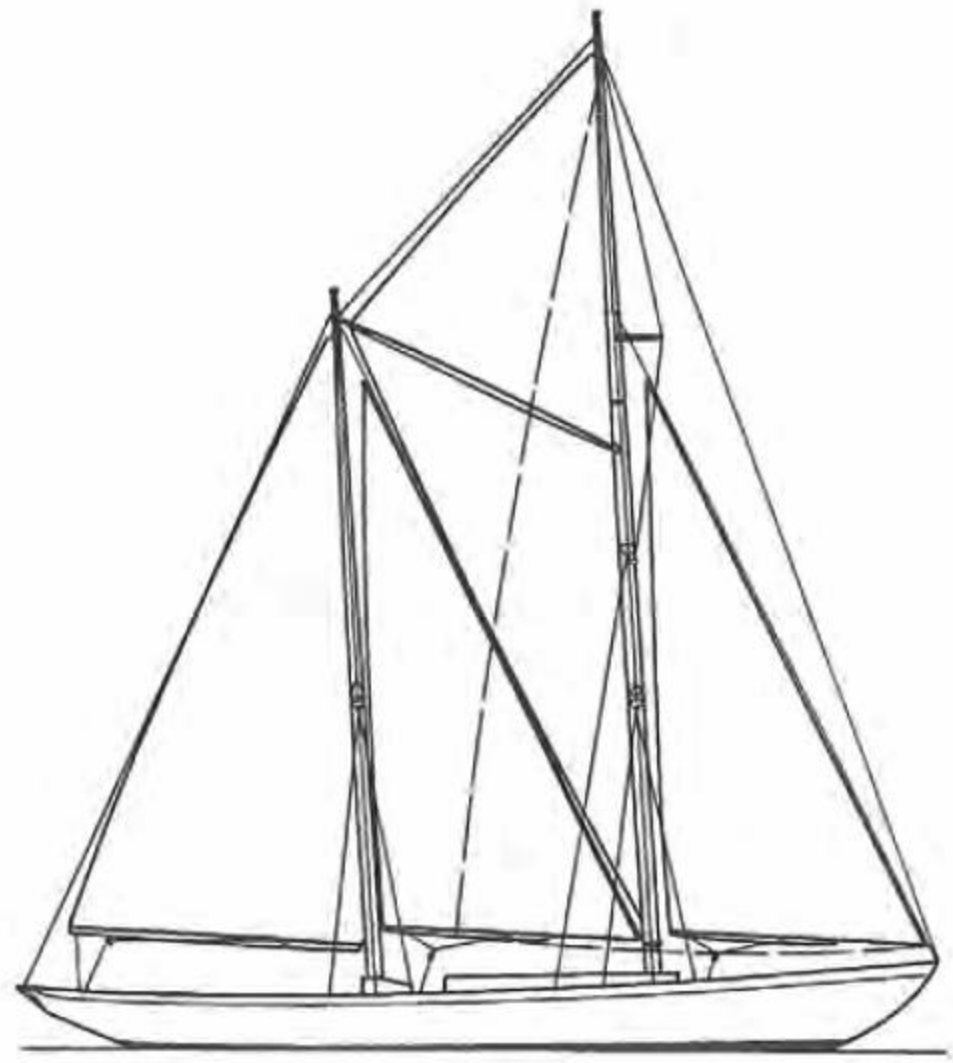


Fig. 6-46 • L'espace entre les mâts est mieux utilisé avec une grand-voile à whishbone.

tué par l'étai, le mât et le pont, descendant aussi bas que possible et montant jusqu'au capelage.

Le yankee aura un guindant égal aux 3/4 de la longueur de l'étai.

Le rapport des surfaces pourra s'établir à peu près sur les valeurs suivantes : grand-voile 35 à 40 % du total, yankee 40 %, trinquette 20 à 25 % (FIGURE **6-45**).

Aujourd'hui la distinction entre sloop et cotre est mal définie car il est normal de remplacer le yankee du cotre par un grand génois par vent modéré et, d'autre part, il est courant dès que le sloop aborde les allures plus arrivées de lui adjoindre une trinquette montant en tête ou presque pour réaliser un *double-head rig* (FIGURES **6-19** ET **6-20**).

Dans les deux cas il est possible de prévoir une surface de base raisonnable qui peut être augmentée soit par brise modérée et à toutes les allures pour le cotre, soit seulement aux allures arrivées pour le sloop.

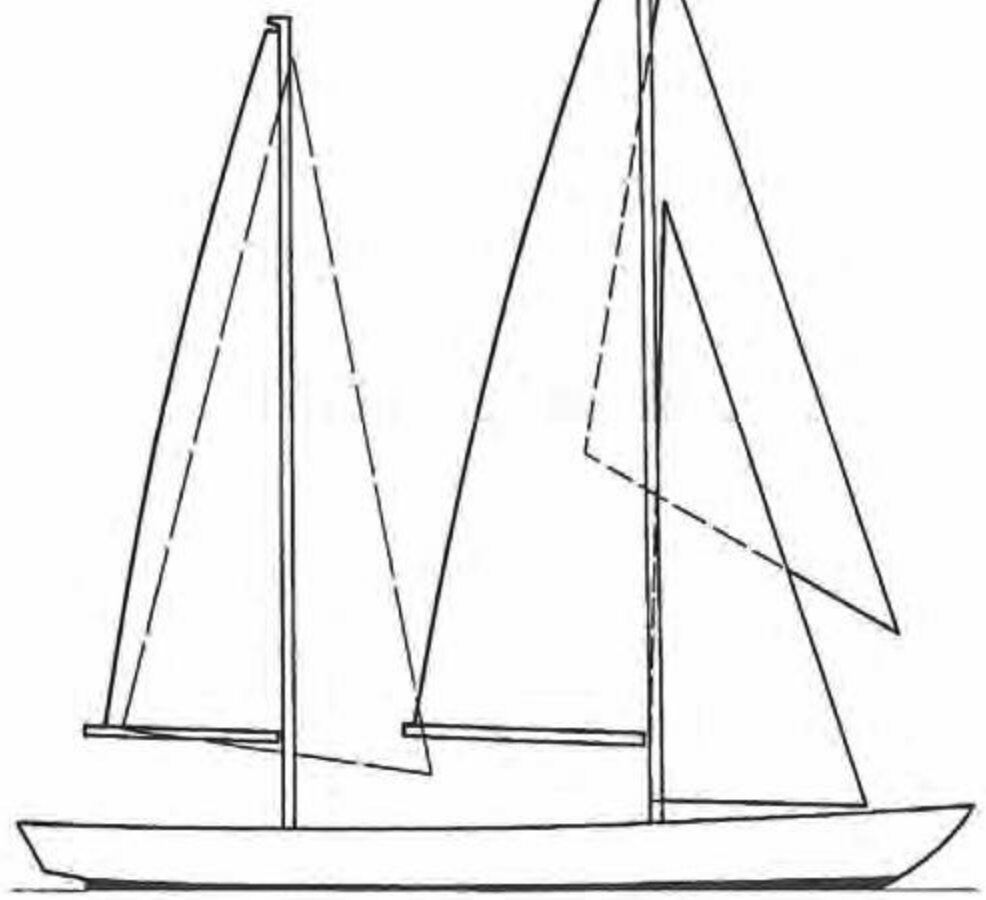
Les caractéristiques météorologiques locales définiront le choix entre ces deux options. De même que pour le sloop, le cotre n'a pas de limite de taille autre que celle de la maniabilité des voiles.

4 LE KETCH (FIGURES 6-46, 6-47, 6-48, 6-49 ET 6-50)

C'est l'étape suivante dans la division de la voilure. Il s'agit en fait généralement d'un gréement de cotre derrière lequel on a rajouté un artimon. Compte tenu de sa position l'artimon travaille au près à un angle d'incidence très faible. Il serait donc bon de le reculer au maximum. Mais ceci n'est guère possible sur des bateaux disposant de moins de 12 m de pont sans prévoir bout-dehors et queue de malet.

Il peut sembler dommage que le gréement marconi ne permette pas une bonne utilisation de l'espace entre les mâts, (le même inconvénient se présentera aussi pour les goélettes) mais, plutôt que d'en revenir à une grand-voile aurique et un flèche, on pourra opter pour une grand-voile à whishbone, soit couplée avec une voile d'étai, bômée ou non (FIGURE **6-47**), soit quadrangulaire comme sur *Pen Duick III*. Il semble bon dans tous les cas de donner à l'artimon une surface importante, non seulement pour compenser au maximum le handicap que représente un deuxième mât et son haubanage, mais aussi parce qu'il peut alors influer favorablement sur les voiles qui le précèdent de la même façon qu'une grand-voile vis-à-vis d'un foc. Sa surface ne sera donc pas inférieure à 18/20 % du total. Le graphique de la FIGURE **6-48** montre d'ailleurs que le fait de descendre l'artimon réduit de façon très importante la force propulsive et en tout cas beaucoup plus que dans la simple proportion des surfaces (**12**).

Un des grands avantages du gréement de ketch est de permettre l'utilisation d'une voile d'étai d'artimon dès que le vent apparent atteint une quarantaine de degrés. Si l'écart



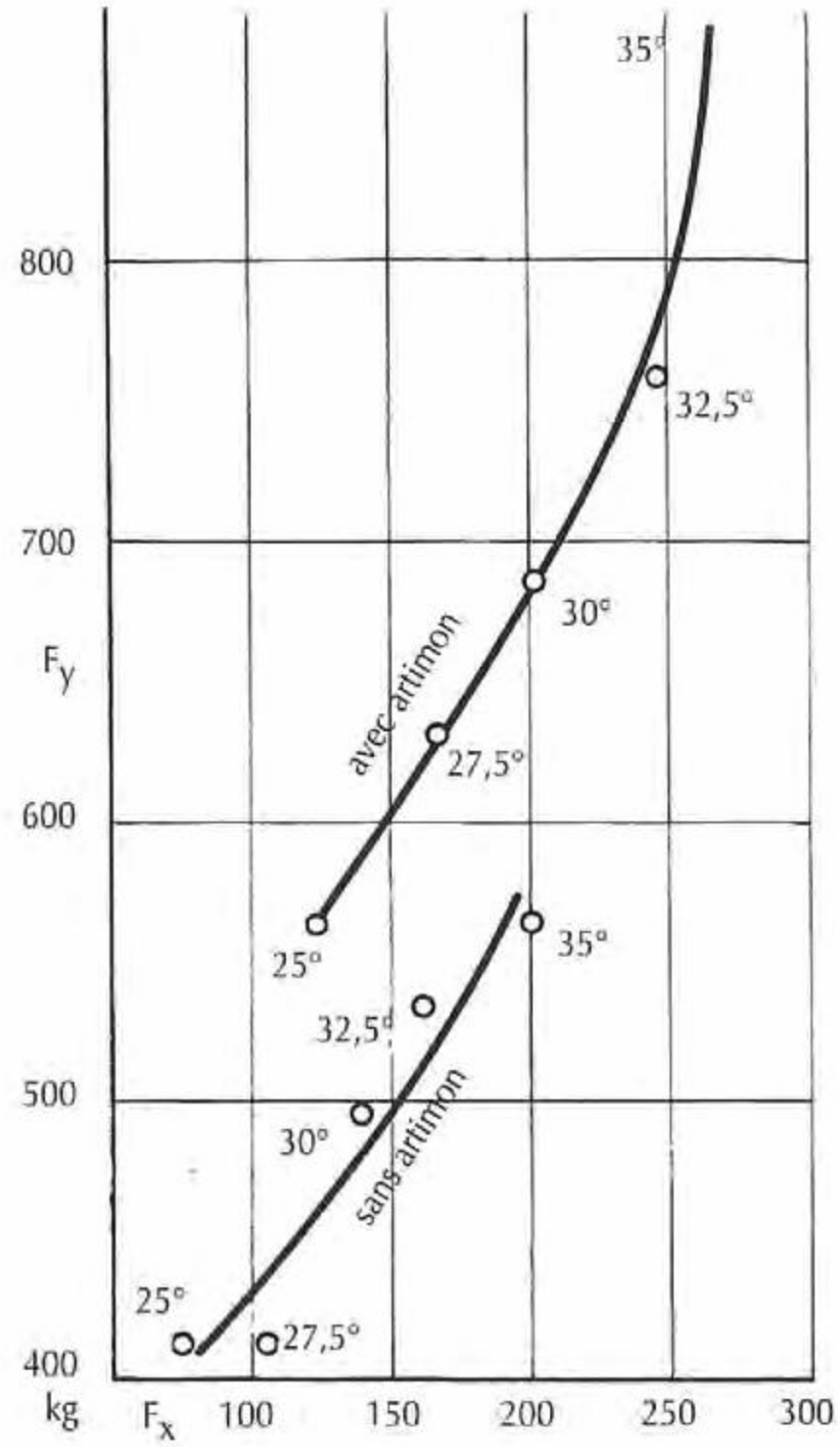


Fig. 6-47 • Variations des forces propulsive et transversale sur un ketch moderne possédant un grand artimon selon que celui-ci est hissé ou non.

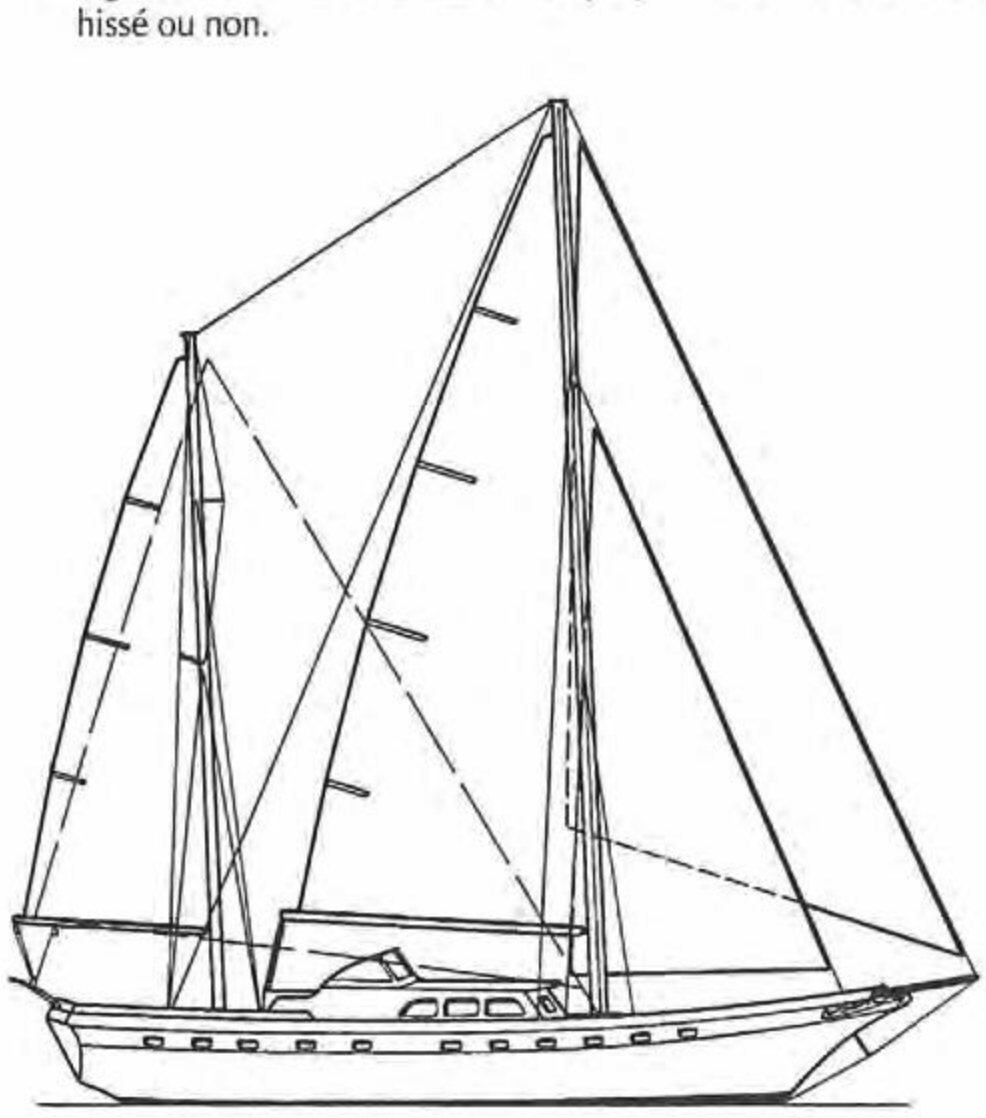


Fig. 6-48 • Le ketch marconi est devenu le gréement type des croiseurs hauturiers.

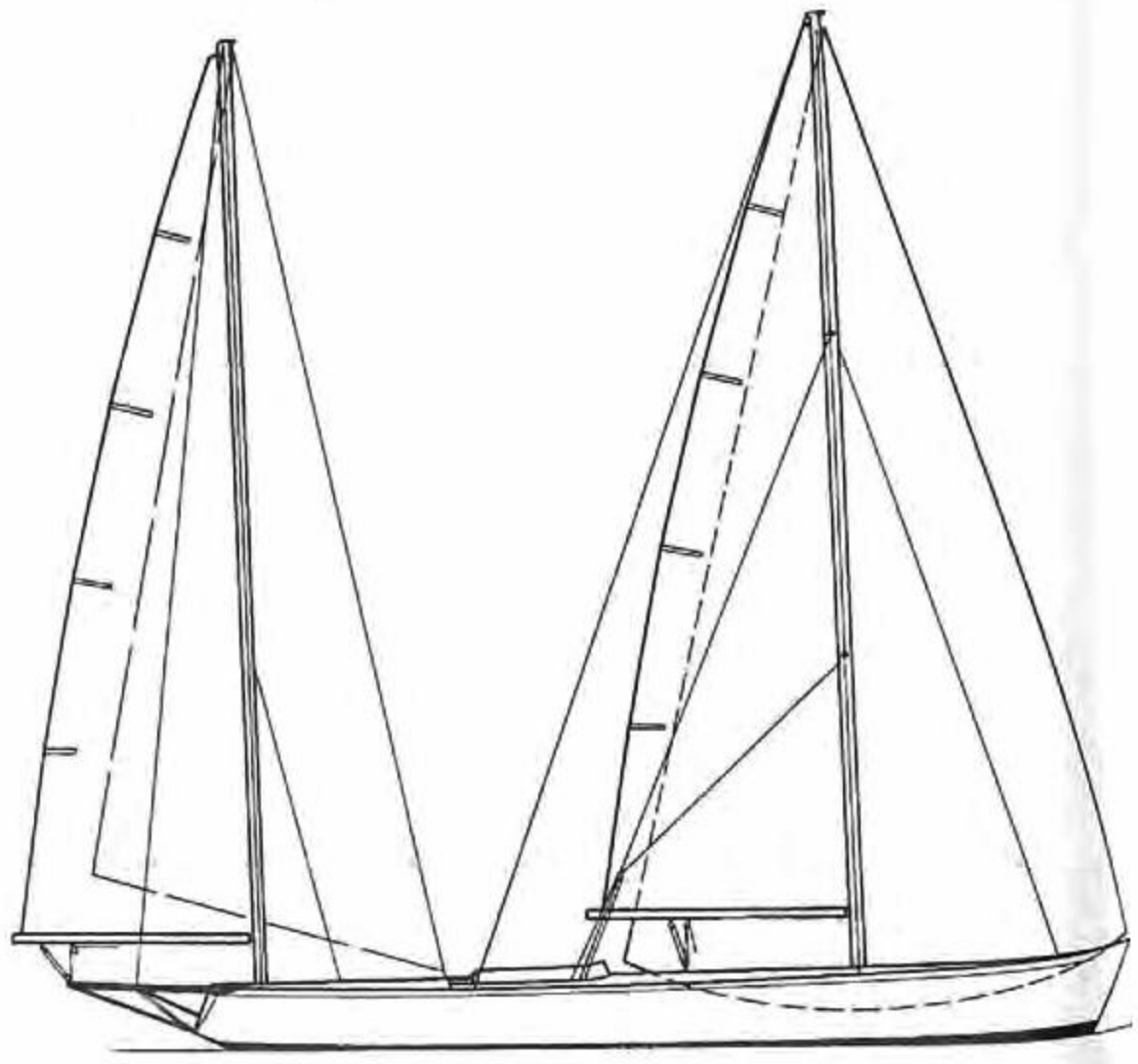


Fig. 6-49 • Sur *Ondine*, Britton CHANCE a cherché à reculer l'artimon au maximum pour pouvoir envoyer une voile d'étai à grand allongement dès le près bon plein.

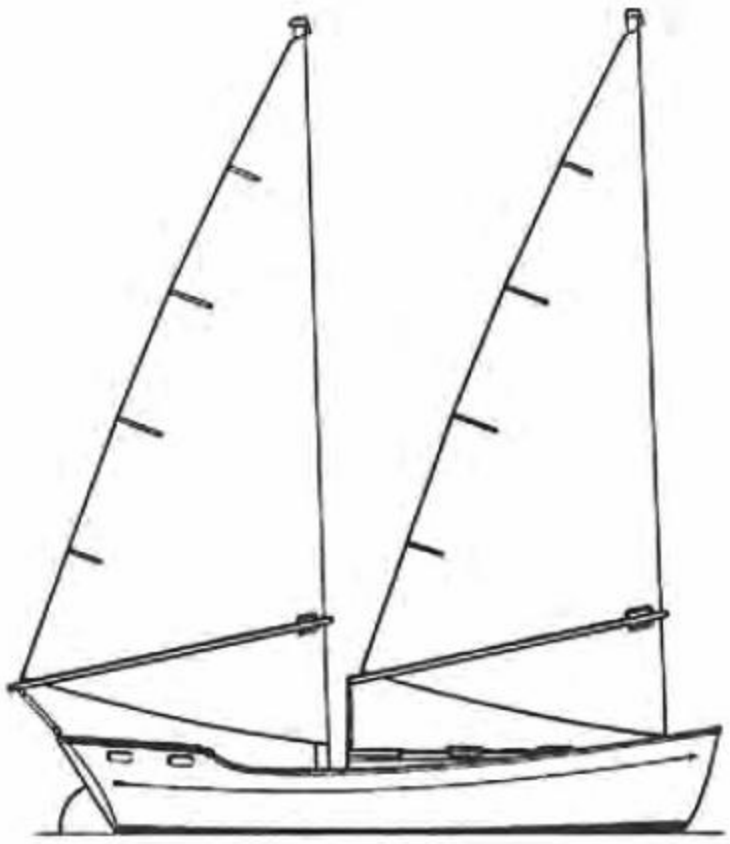


Fig. 6-50 • L'ultime simplification du ketch : le *Freedom 40* est muni de deux voiles sur mât non haubané avec bôme à whishbone reprenant le gréement des vieux sharpies de New-Haven. La réduction de surface se fait par un système de ris.

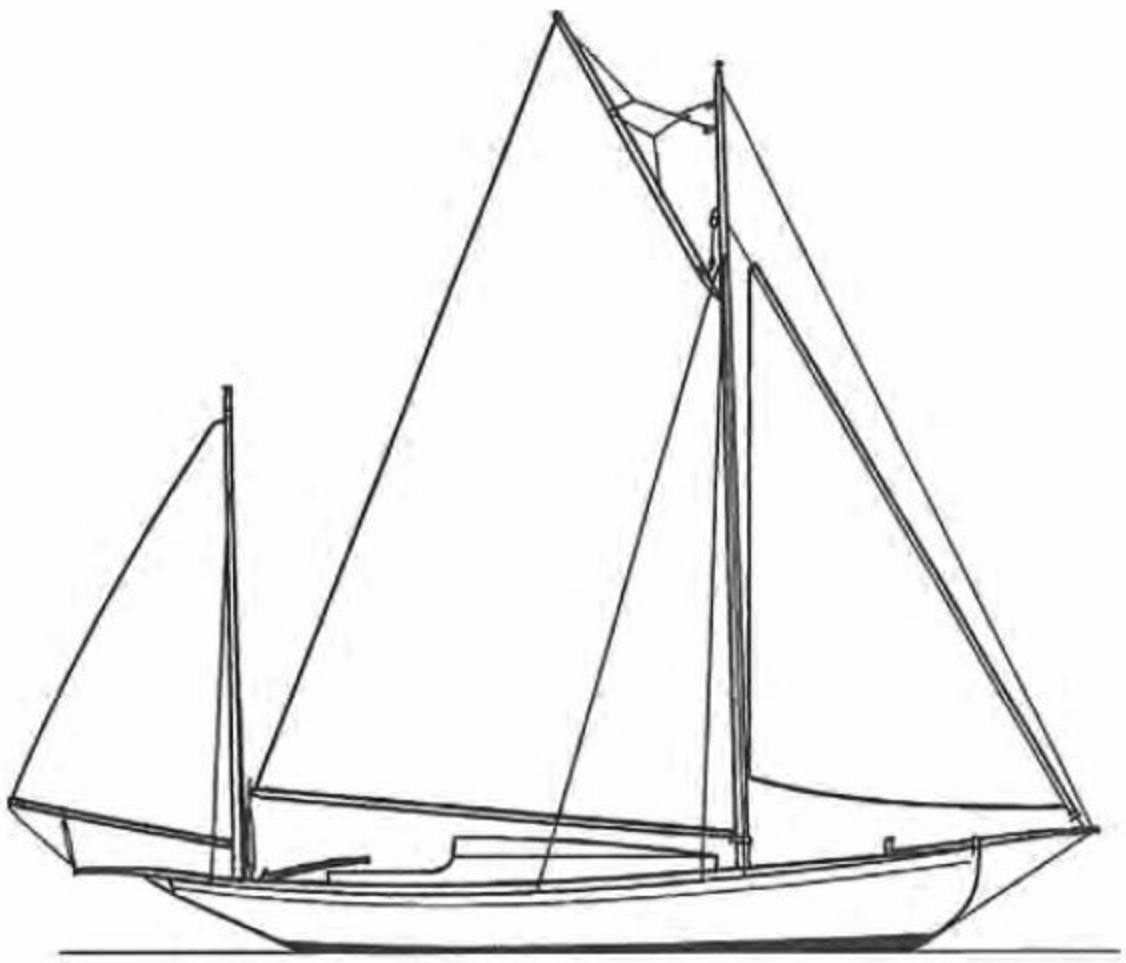


Fig. 6-51 • L'artimon de ce très joli yawl est destiné essentiellement, comme son foc à rouleau, à permettre un équilibrage facile de la voilure pour un homme seul.

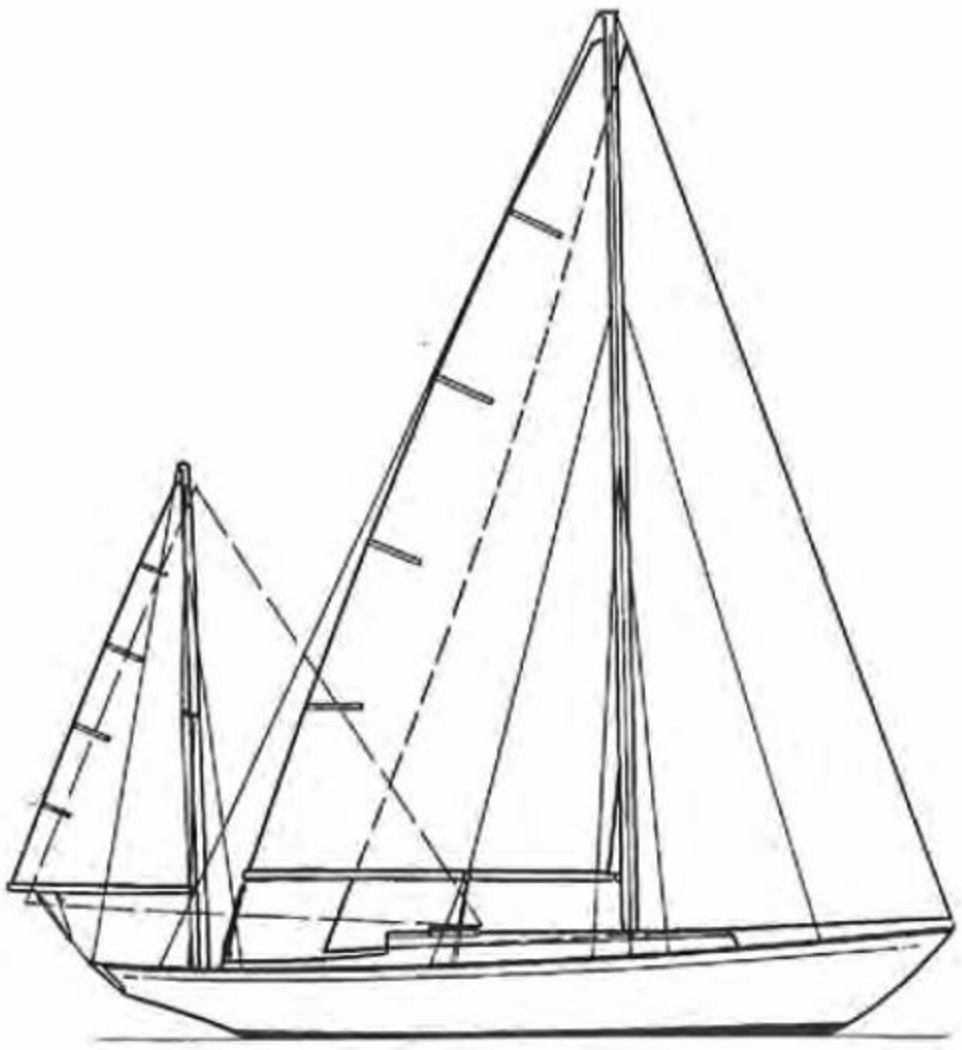


Fig. 6-52 • *Finisterre* fut sans doute le meilleur exemple du yawl américain issu de la jauge du C.C.A.

entre les mâts peut être important comme c'est le cas sur la FIGURE **6-49** une voile d'étai à grand allongement pourra être utilisée très tôt. Sinon, une trinquette classique fournira le maximum de surface additionnelle.

En raison des multiples combinaisons de voiles possibles, il est évident que le centre de pression subira des déplacements importants. Pour le gréement de référence de la FIGURE **6-48** la position du **CV** oscillera entre 0,35 et 0,40 de l'écart entre les mâts avec la voile d'étai d'artimon, 0,15 et 0,20 sans la voile d'étai et -0,05 (c'est-à-dire en avant du mât) sans l'artimon, soit environ 0,07 en avant de la position du centre de voilure géométrique (en comptant le triangle avant et l'artimon pour 100 % de leur valeur).

5 LE YAWL (FIGURES 6-51 ET 6-52)

La petitesse de son artimon, contraire à tout ce que nous avons conseillé pour le ketch, rend ce gréement absolument sans intérêt vis-à-vis de ce dernier.

6 LA GOÉLETTE A MÂTS ÉGAUX (FIGURES 6-53 ET 6-54)

C'est ici au contraire l'aboutissement logique du ketch lorsque la longueur au pont le permet. Si l'écart entre les mâts est vraiment très grand, il est possible d'envisager la

mise en place permanente d'une voile d'étai à grand allongement qui agit vis-à-vis de l'artimon comme un foc pour une grand-voile (FIGURE 6-49). Mais alors on se trouve avec quatre voiles réagissant en cascade les unes sur les autres et il est certain que la variation des angles d'ouverture présentera certaines difficultés.

En dehors de cette solution l'utilisation de l'espace entre les mâts pose toujours un problème. L'utilisation d'une misaine lattée est une réponse assez peu satisfaisante car ce type de voile est mal adapté à la navigation hauturière à laquelle le gréement de goélette s'adresse (FIGURE 6-53).

Personnellement, je serais plutôt tenté par la misaine à whishbone telle que E. TABARLY l'avait adaptée sur *Pen Duick III* (FIGURE 6-54). Si on l'équipe des manœuvres nécessaires à son réglage, essentiellement balancine et écoute, il devient possible d'assurer à la voile une forme satisfaisante. Mais attention la traction sur la chute est très grande et le point de tire de l'écoute doit être réglable dans toutes les directions. Seuls le poids et une certaine difficulté dans la réalisation mécanique du vit de mulet coulissant constituent un handicap.

Cette disposition est en tout cas très supérieure à celle qui consiste à remplacer la misaine par une combinaison de voile d'étai endraillée et bômée et de fisherman qui nécessite tout autant d'espars et de manœuvres pour un rendement bien moins bon.

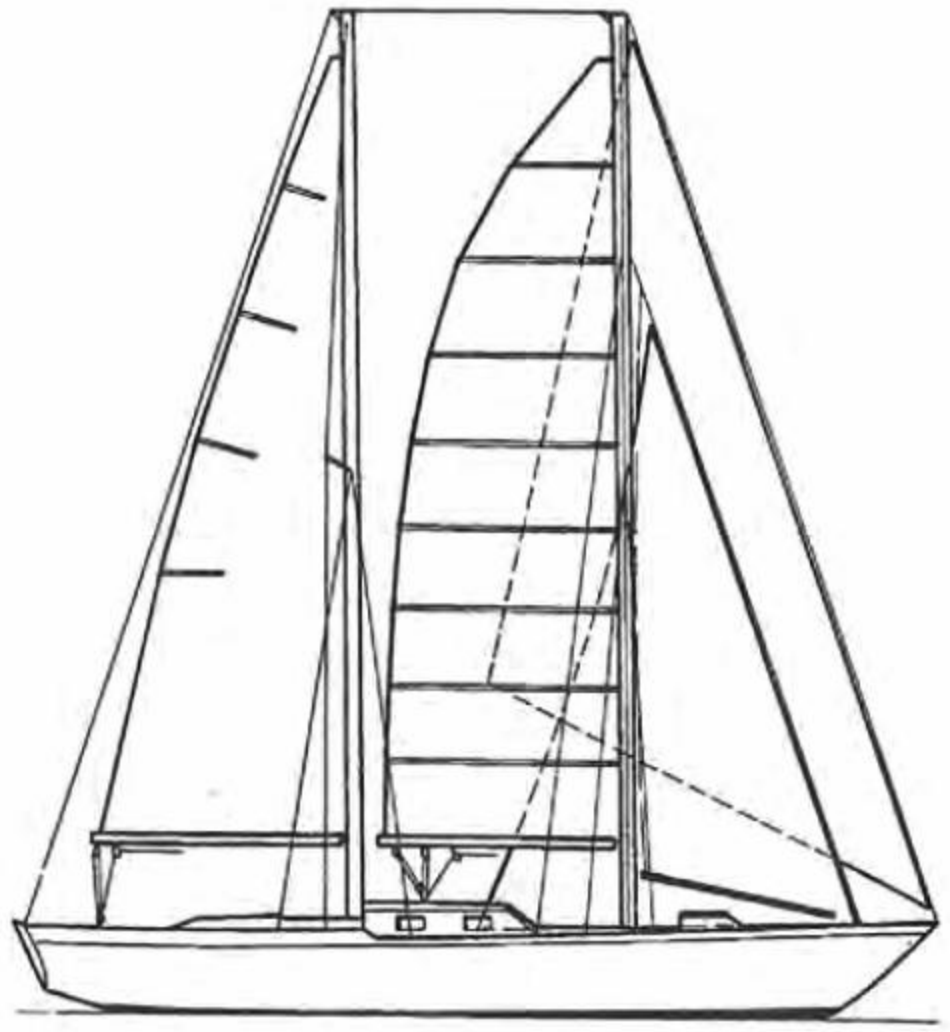


Fig. 6-53 • *Mowgli* une goélette à mâts égaux et misaine lattée.

7 LA GOÉLETTE CLASSIQUE
(FIGURES 6-55, 6-56, 6-57 ET 6-58)

En dehors d'indéniables qualités esthétiques, à condition que la coque soit également de style et de proportions traditionnelles, ce gréement me paraît aussi anachronique que celui de yawl.

Alors que l'on connaît la supériorité des voiles d'avant sur les grands-voiles, ce type de gréement paraît étranger à toute idée de rendement aérodynamique. Il a par ailleurs l'inconvénient de reculer le centre de poussée, ce qui ne convient guère aux formes de coques modernes à plan de dérive centré, et d'être mal équilibré au vent arrière. ⚓

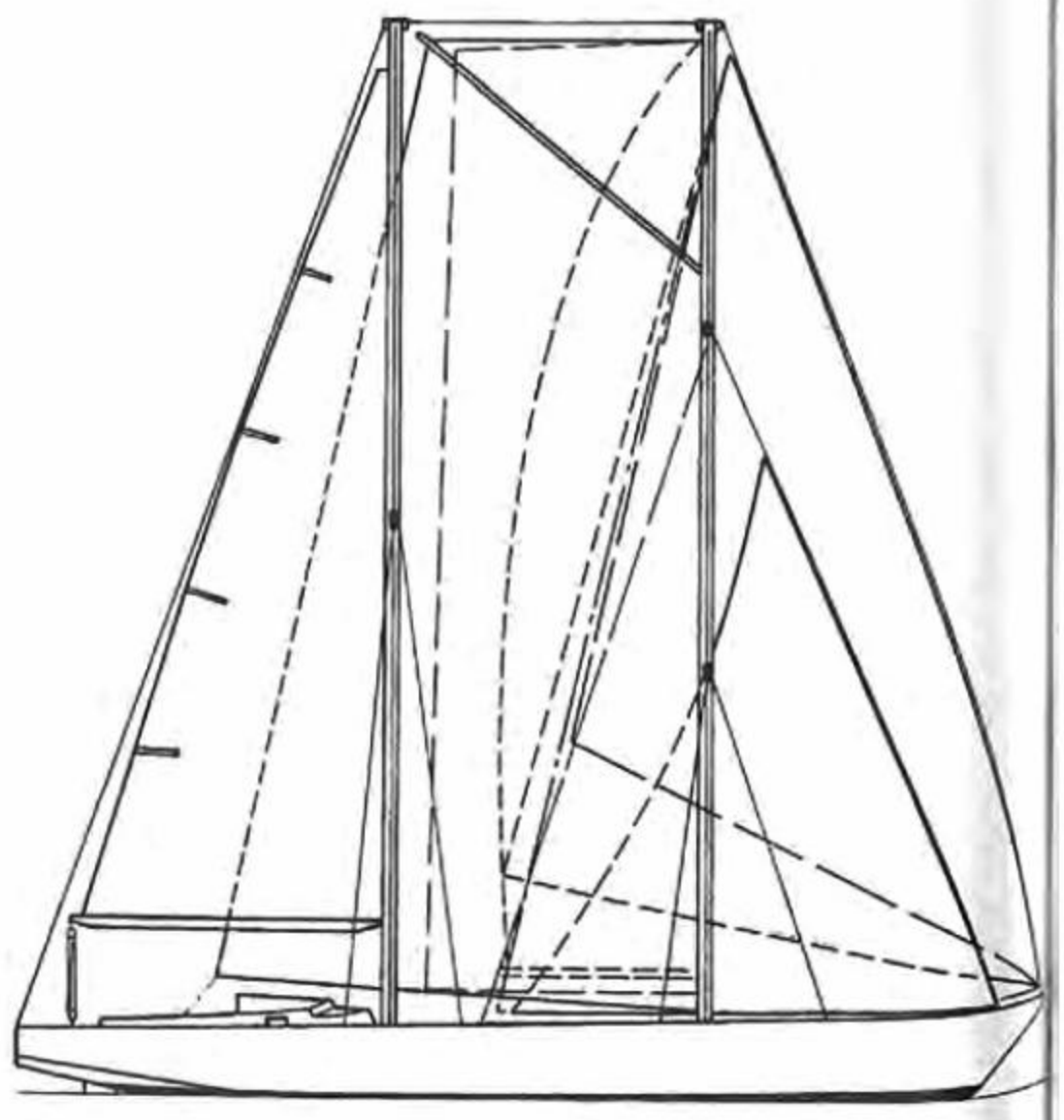


Fig. 6-54 • Si E. TABARLY avait prévu une misaine lattée pour *Pen Duick III*, il utilisa surtout deux voiles à corne whishbone.

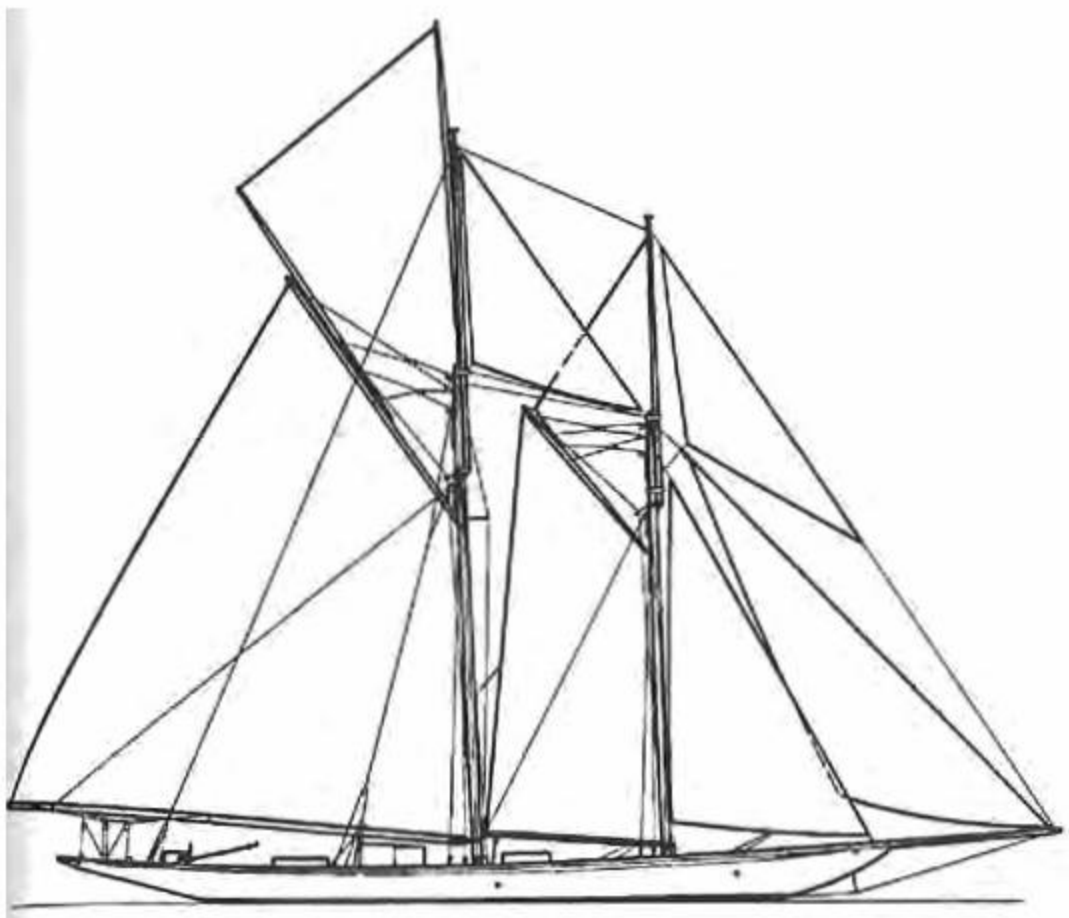


Fig. 6-55 • La *Susanne* de W. Fife est certainement le plus merveilleux exemple des grandes goélettes de course aux " nuages de toile ".

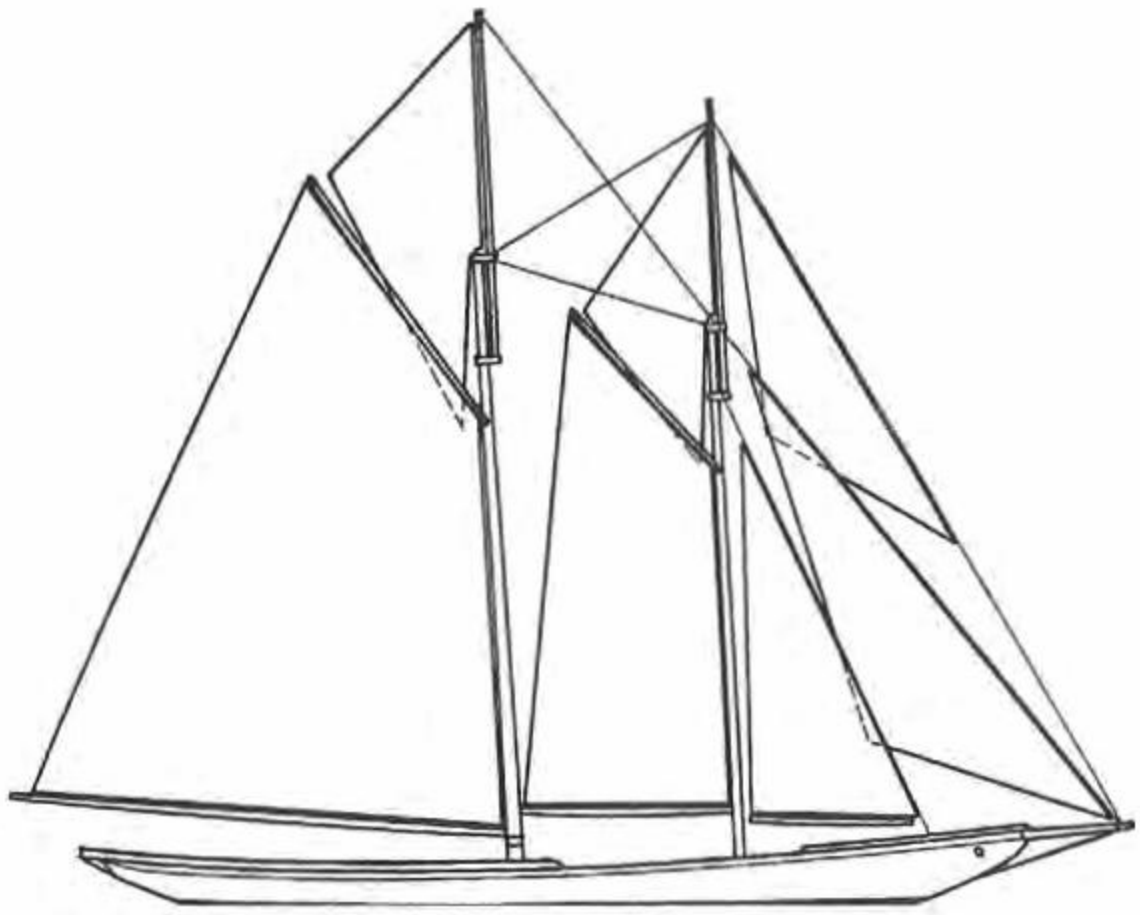


Fig. 6-56 • Les goélettes des grands bancs représentent le plus bel exemple d'adaptation professionnelle de ce type de gréement. La *Gertrude Thébaud* en est la plus élégante illustration.

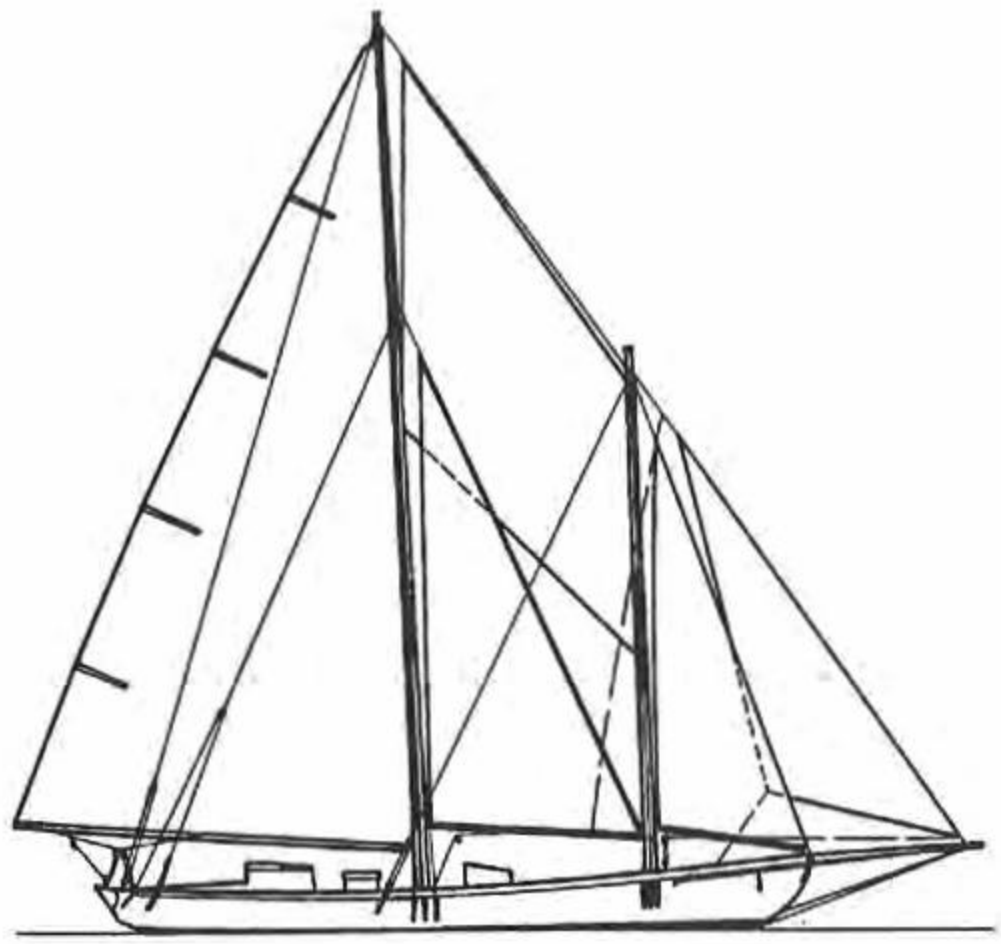


Fig. 6-57 • On ne peut parler des goélettes sans citer la célèbre *Niña* de N. Herreshoff, sans doute le plus titré de tous les voiliers de course au large.

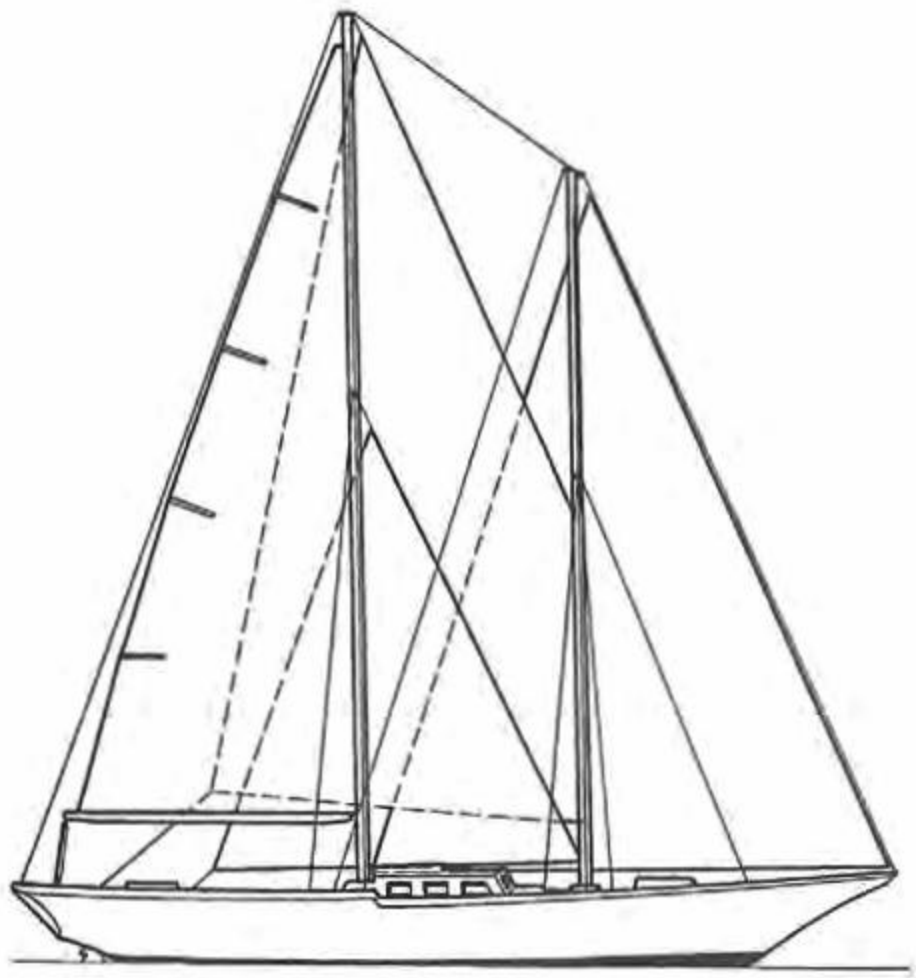


Fig. 6-58 • Un exemple de goélette moderne, *Grand Louis* de D. Presles, troisième de la première course autour du monde.

BIBLIOGRAPHIE - CHAPITRE 6 •••

1 • Joel W. HOLLENBERG :
Wind tunnel tests of rigging wires for twelve meter yachts.
Davidson Laboratory TM 140.
Stevens Institute of Technology.

2 • M.J. YENDELL :
The effect of sail fabric porosity on sail efficiency.
SUYR Report n° 31. University of Southampton.

3 • A. SLEMMONS :
Delaying flow separation from a sail.
AIAA Symposium. Standford University.

4 • C.A. MARCHAJ and T. TANNER :
Wind tunnel tests of a 1/4 scale Dragon rig.
SUYR n° 14. University of Southampton.

5 • A.Q. CHAPLEO :
A review of two-dimensional sails.
SUYR n° 23. University of Southampton.

6 • H.C. HERRESHOFF :
12 meter yacht mainsail variations comparative wind tunnel tests.
MIT 66-11.

7 • J.F. ANDERSON :
An investigation into the effect on windward performance of varying sail aspect ratio, with respect to the IOR rule.
SUYR T.N. n° 508. University of Southampton.

8 • J.H. MILGRAM :
The analytical design of yacht sails.
SNAME 1968.

9 • *Wind tunnel test to determine the effect of variations of gap between mainsail and deck of a 12 meter yacht.*
MIT 67-1.

10 • Lars BERGSTRÖM - Lars RANTZEN :
Wind tunnel under sökningar av segel.
Till Rors 1965-3.

11 • C.A. MARCHAJ :
Wind tunnel tests of a 1/3rd scale model of an X-One design yachts sails.
SUYR n° 11. University of Southampton.

12 • C.A. MARCHAJ :
Rig development tests of a 1/16,6 scale model of an 80 ft cruising ketch.
SUYR Report n° 36. University of Southampton.

13 • Arvel E. GENTRY :
Studies of mast section aerodynamics.
7th AIAA Symposium on Sailing.

7

COMBINAISON COQUE-VOILE ET STABILITÉ DE ROUTE

A ▪ COMBINAISON DES POLAIRES

CONNAISSANT les caractéristiques des forces développées par la voilure d'une part, et par l'ensemble de la carène d'autre part, définies par leur polaire, il est possible d'obtenir une représentation graphique des deux forces assurant le déplacement du voilier, à savoir $\mathbf{F_H}$ et $\mathbf{R_H}$ et d'en déduire la vitesse de celui-ci en fonction de l'angle du vent apparent sur la route ß.

C.A. MARCHAJ a donné une excellente démonstration de la méthode utilisée pour résoudre ce problème dans son livre *Sailing Theory and Practice* (1).

La voilure et la carène travaillant à des vitesses et dans des milieux différents il n'est pas possible d'utiliser directement les polaires des coefficients, il faut obligatoirement passer par leur manifestation concrète à savoir les forces développées pour une vitesse donnée (ou l'inverse).

On commence donc, pour chaque vitesse de vent apparent choisie, à tracer sur un calque la polaire des forces développées par la voilure (FIGURE 7-1). Sur une autre feuille on trace les polaires des forces développées par la carène pour différentes vitesses et angles de dérive.

Pour déterminer les conditions optimales de marche au près dans un vent apparent donné, en force et en direction, nous portons sur le premier graphique la tangente à la courbe correspondante (finesse maximum). Nous obtenons ainsi la valeur de $\mathbf{F_H}$ qui fournira le maximum de force propulsive $\mathbf{F_X}$ pour le minimum de force latérale.

A l'opposé de $\mathbf{F_H}$ nous portons $\mathbf{R_H}$ de même valeur. En plaçant sur celle-ci les polaires de la carène, nous cherchons celle qui tangente $\mathbf{R_H}$ à son extrémité. Celle-ci nous fournit immédiatement la vitesse à laquelle se déplacera le voilier et l'angle de dérive correspondant.

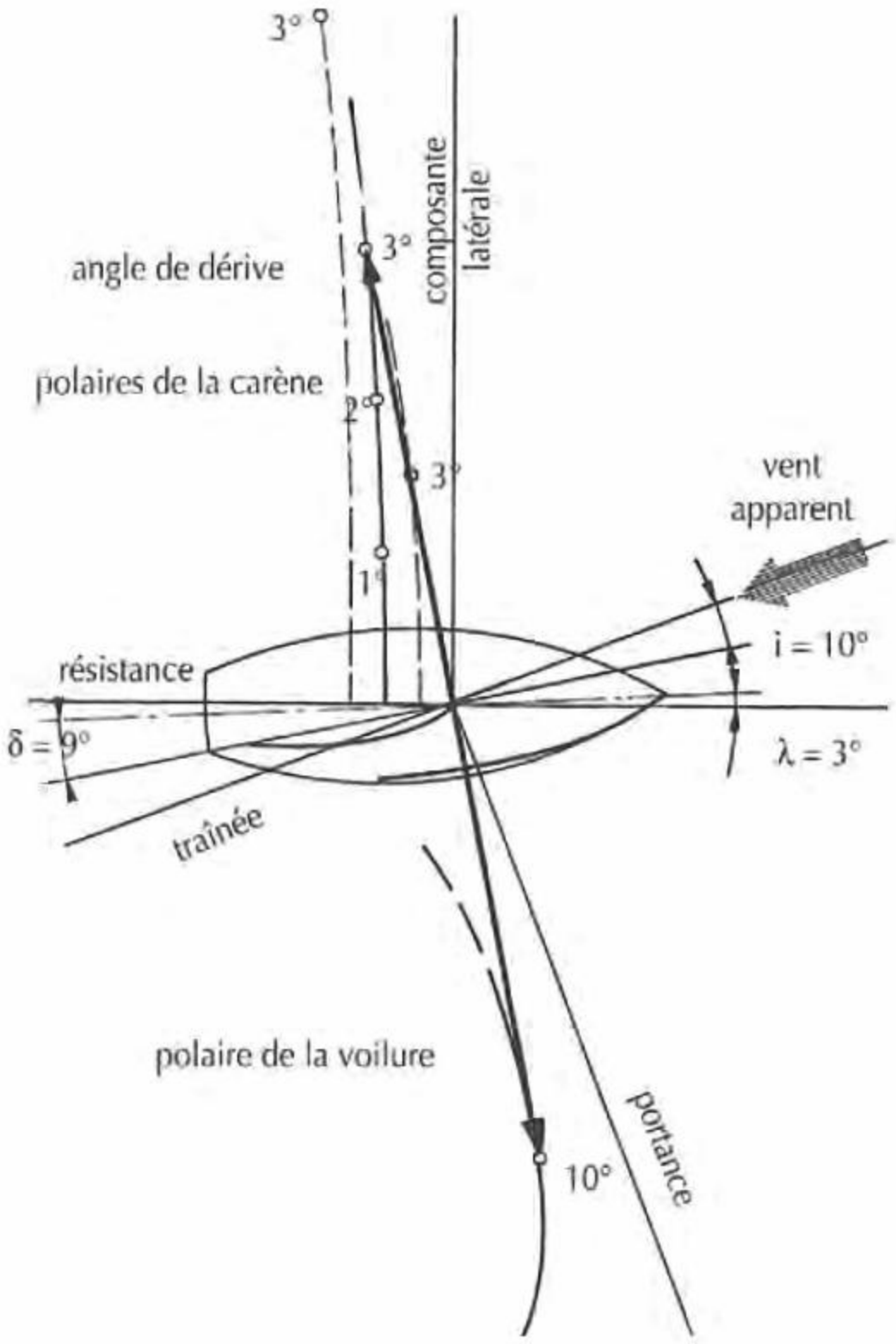
Connaissant la vitesse $\mathbf{V_a}$ et la direction ß du vent apparent ainsi que la vitesse du voilier **V** nous pouvons calculer, par les constructions définies dans la FIGURE 3-11, la valeur du vent réel $\mathbf{V_r}$, sa direction avec la route du voilier γ ainsi que la vitesse de gain dans le vent de celui-ci. Tout ceci peut, bien sûr, être obtenu également par le calcul d'après les formules correspondantes (PAGE 72).

Avec ces éléments il sera alors possible d'établir pour chaque force de vent réel, la polaire des vitesses du voilier (FIGURE 7-2) suivant la démarche définie dans le TABLEAU 7-I.

Ces polaires peuvent avoir une multitude d'utilisations que ce soit comme base de référence pour la mise au point du bateau, et en particulier pour le choix des voiles, pour la tactique de course (2) ou l'optimisation de la navigation (3).

Il est possible également d'en sortir des courbes plus spécifiques telles que :

- vitesse de gain dans le vent en fonction du vent réel (FIGURE 7-3) ;
- vitesse de gain dans le vent en fonction de la force et de la direction du vent apparent ;



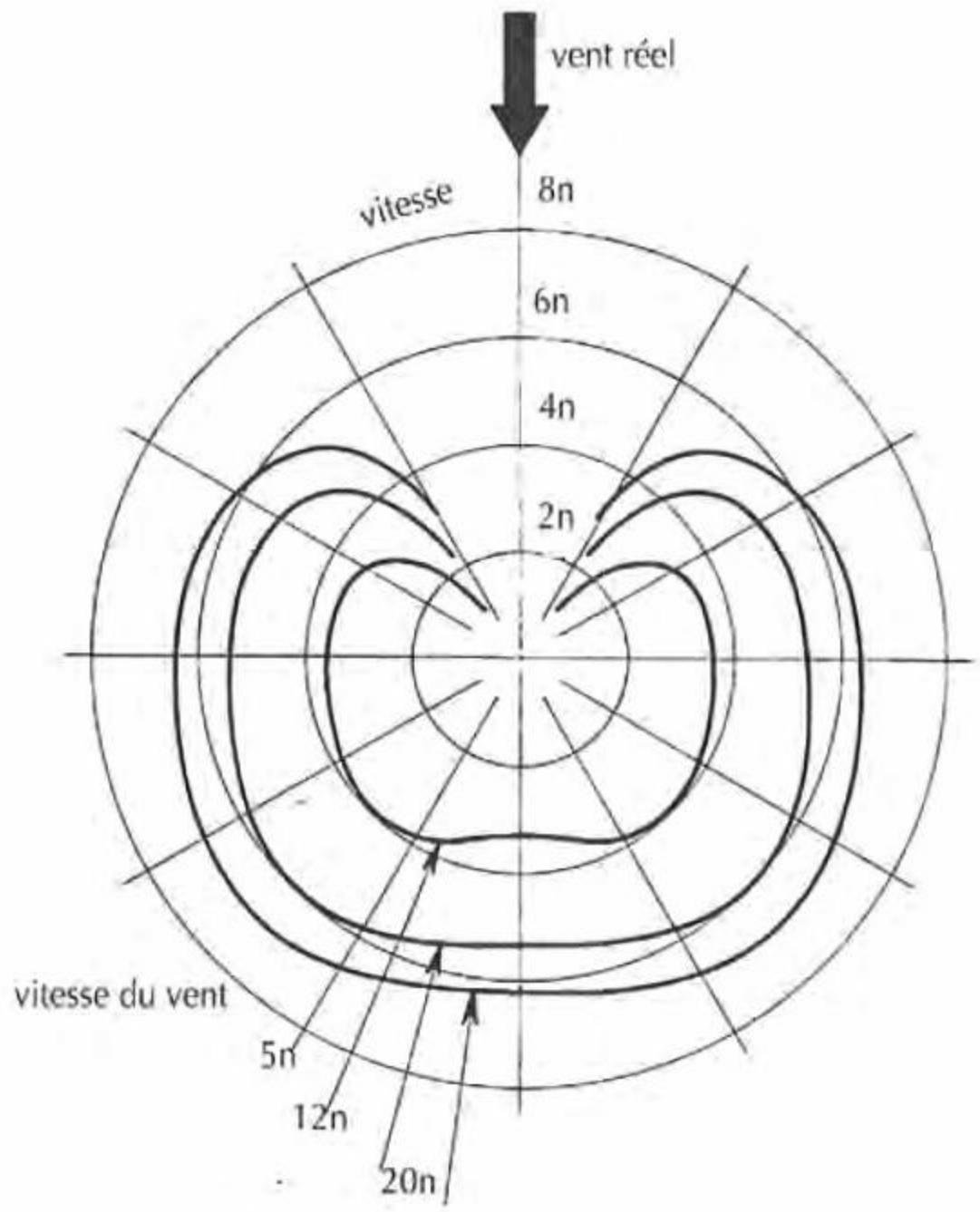


Fig. 7-2 • Polaires des vitesses d'un voilier pour trois forces de vent différentes.

Fig. 7-1 • Exemple d'utilisation des polaires pour déterminer les performances. La polaire de la voilure pour une force de vent choisie donne, pour un angle d'incidence de 10°, la valeur de la résultante. Celle-ci portée à l'opposé sur les polaires de la carène nous donne un angle de dérive de 3° et les valeurs des résistances longitudinale et latérale correspondantes. D'après cette dernière on pourra sur la courbe de stabilité, déterminer l'angle de gîte, et d'après la première la vitesse du voilier.

• vitesse de gain dans le vent en fonction de l'angle d'incidence et de la direction du vent apparent ou de l'angle de réglage des voiles, etc.

Il est possible à partir de tous ces éléments d'étudier l'influence de la variation de certains paramètres tels que la surface ou l'allongement de la voilure, le rapport lest/déplacement et en particulier de tous ceux liés à la stabilité.

Ainsi, connaissant l'angle de gîte optimum pour lequel la carène atteindra sa vitesse maximum, et par là même la force latérale correspondante, on pourra facilement déterminer quelle devra être la limite de la force latérale maximum que pourra développer la voilure, et rechercher les moyens d'y parvenir par les différents réglages possibles, incidence (FIGURE 7-4), modification du creux, réduction de la surface, etc.

L'informatique permet aujourd'hui d'obtenir directement à la sortie des mesures effectuées sur modèle en bassin de carène toutes les combinaisons possibles des données, mais il reste cependant un point d'ombre, les coefficients utilisés pour la voilure. Coefficients éminemment variables d'ailleurs, compte tenu de la multiplicité des paramètres, intervenant tant au niveau de la voile elle-même (tissus, coupe), que de ses réglages et de ses supports (mât, gréement, etc.).

Les fameux coefficients Gimcrack définis par le professeur DAVIDSON en 1936, à l'aide de mesures sur un voilier portant ce nom, ont pris de l'âge et peuvent difficilement prétendre représenter encore les voilures d'aujourd'hui.

Depuis, le laboratoire de Delft a, grâce à des séries de mesures intensives sur le voilier américain *Bay Bea* (4) et sur *Standfast* (5) réactualisé ces coefficients.

Enfin, en prenant compte en plus des formes de la carène, il a été possible de créer des logiciels informatiques appelés VPP (Velocity Prediction Program) permettant de prévoir les performances dans toutes les conditions et à toutes les allures. Ces logiciels sont constamment remis à jour à partir

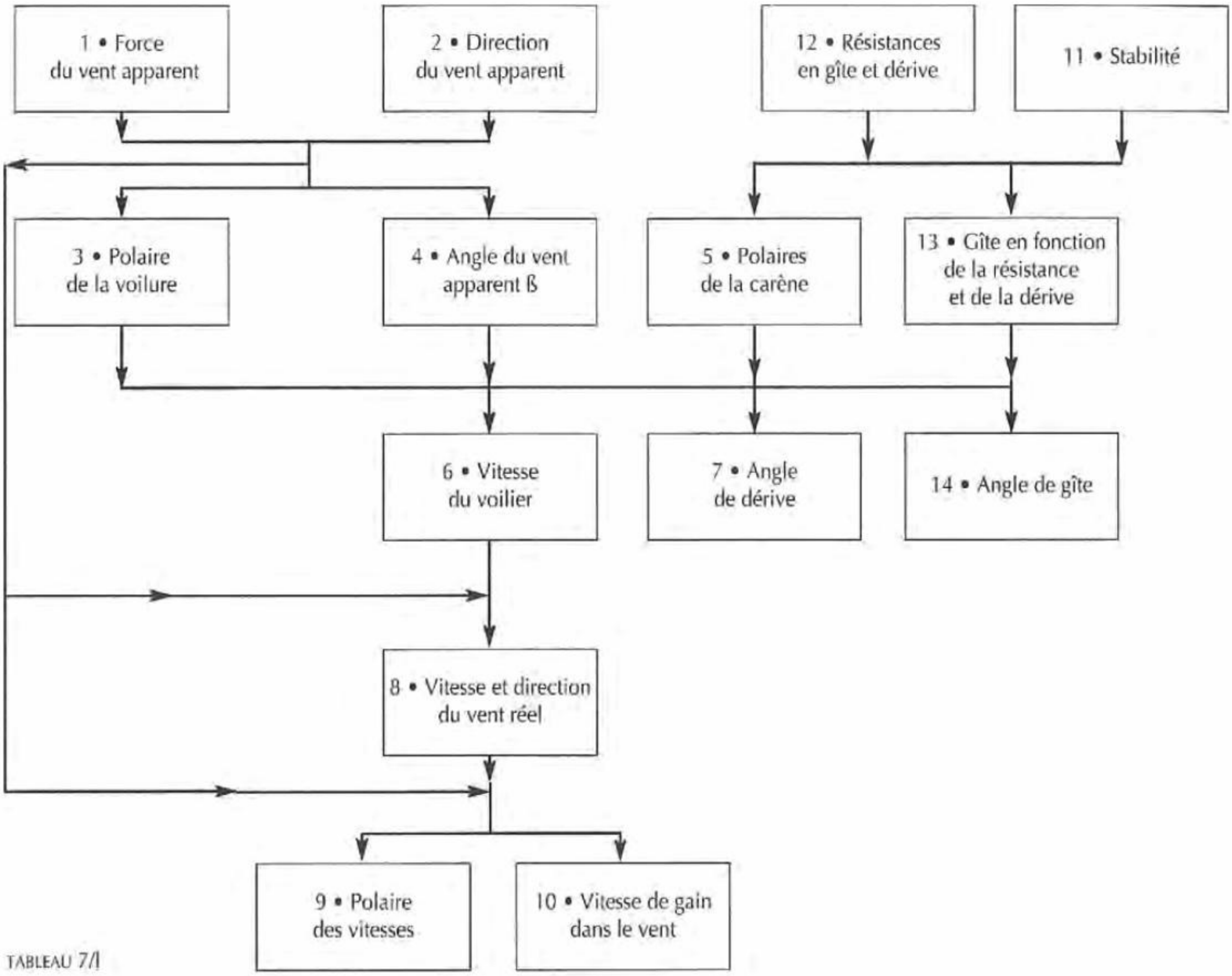


TABLEAU 7/I

des résultats statistiques obtenus en course et des progrès dans l'étude des différents paramètres. Néanmoins, les données fournies par le VPP restent théoriques et devront toujours être ajustées en fonction des conditions particulières de mer et de vent.

B ▪ LA STABILITÉ DE ROUTE

Si la combinaison coque-voile se traduit par un équilibre en valeur des forces en présence, elle s'exprime également par un équilibre de celles-ci en direction. Nous avons vu en effet (FIGURE 3-9) que pour que le voilier soit en équilibre stable il fallait que les forces $\mathbf{F_H}$ (voilure) et $\mathbf{R_H}$ (coque) soient non seulement égales mais se trouvent dans un même plan vertical, faute de quoi un couple serait créé qui ferait dévier le voilier de sa route. L'équilibre de ces forces constitue ce que l'on nomme la stabilité de route, et qui se traduit par une plus ou moins grande facilité à maintenir le voilier sur un cap donné.

On dit alors que le voilier est ardent s'il a tendance à lofer ou mou s'il abat.

Ceci ne signifie pas cependant que la barre doit être absolument neutre, dans l'axe, et ne demande aucun effort du barreur, nous verrons plus loin pourquoi.

Or, de nombreux facteurs peuvent intervenir pour détruire l'équilibre nécessaire, et la stabilité de route reste un des problèmes les plus ardus et les plus insaisissables auxquels l'architecte ait à faire face.

On distingue généralement une stabilité de route statique et une stabilité dynamique. La première représente la qualité du voilier à revenir seul, sans action du barreur, sur sa route initiale lorsqu'il en a été dévié par l'action momentanée d'une force extérieure (vagues, vent).

La seconde qualifie la qualité du bateau à réduire les oscillations provoquées, de part et d'autre de la trajectoire

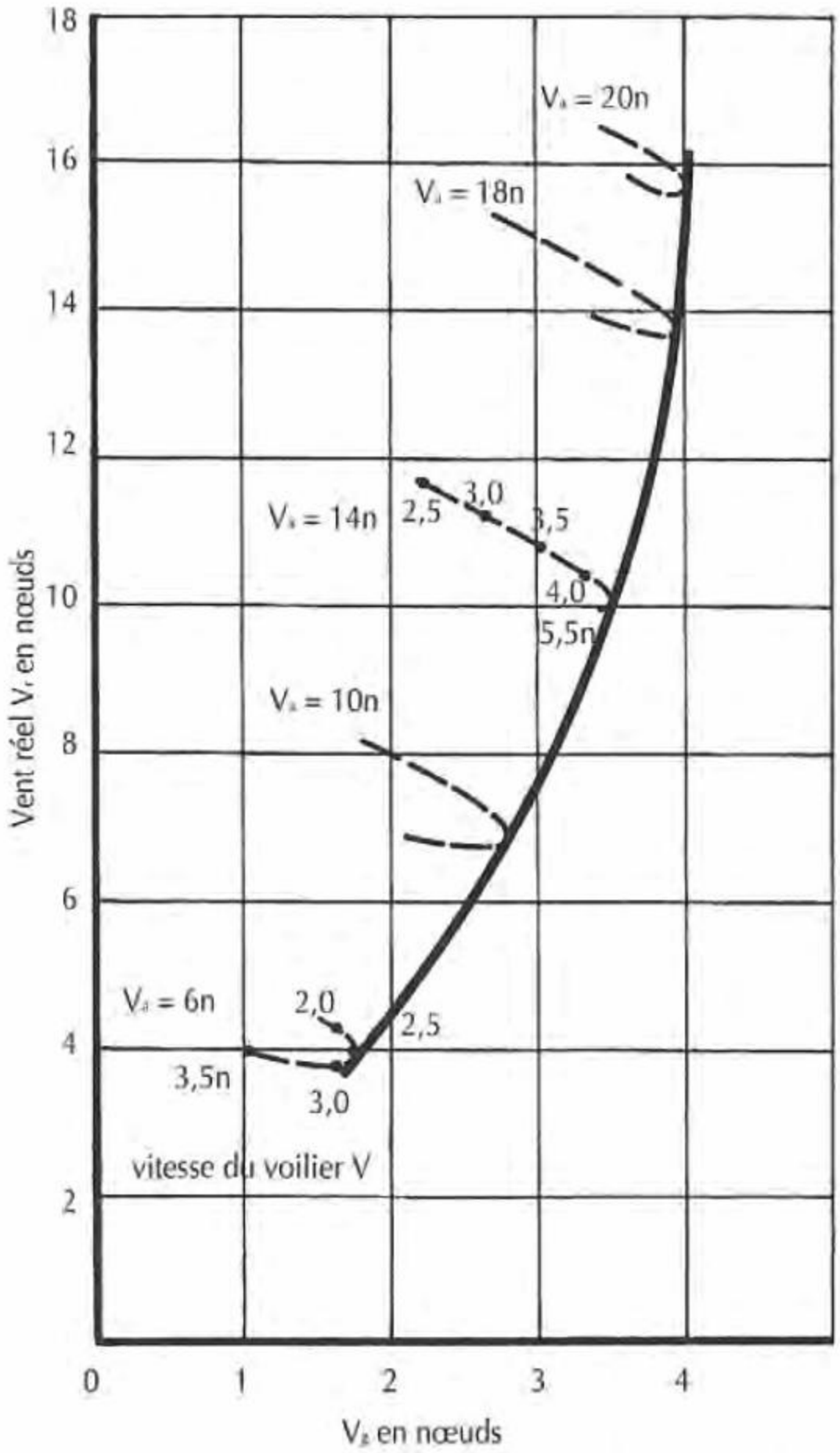


Fig. 7-3 • Courbe des vitesses maximums de gain dans le vent pour différentes forces de vent obtenue à partir des vitesses correspondantes du voilier (d'après C.A. MARCHAJ).

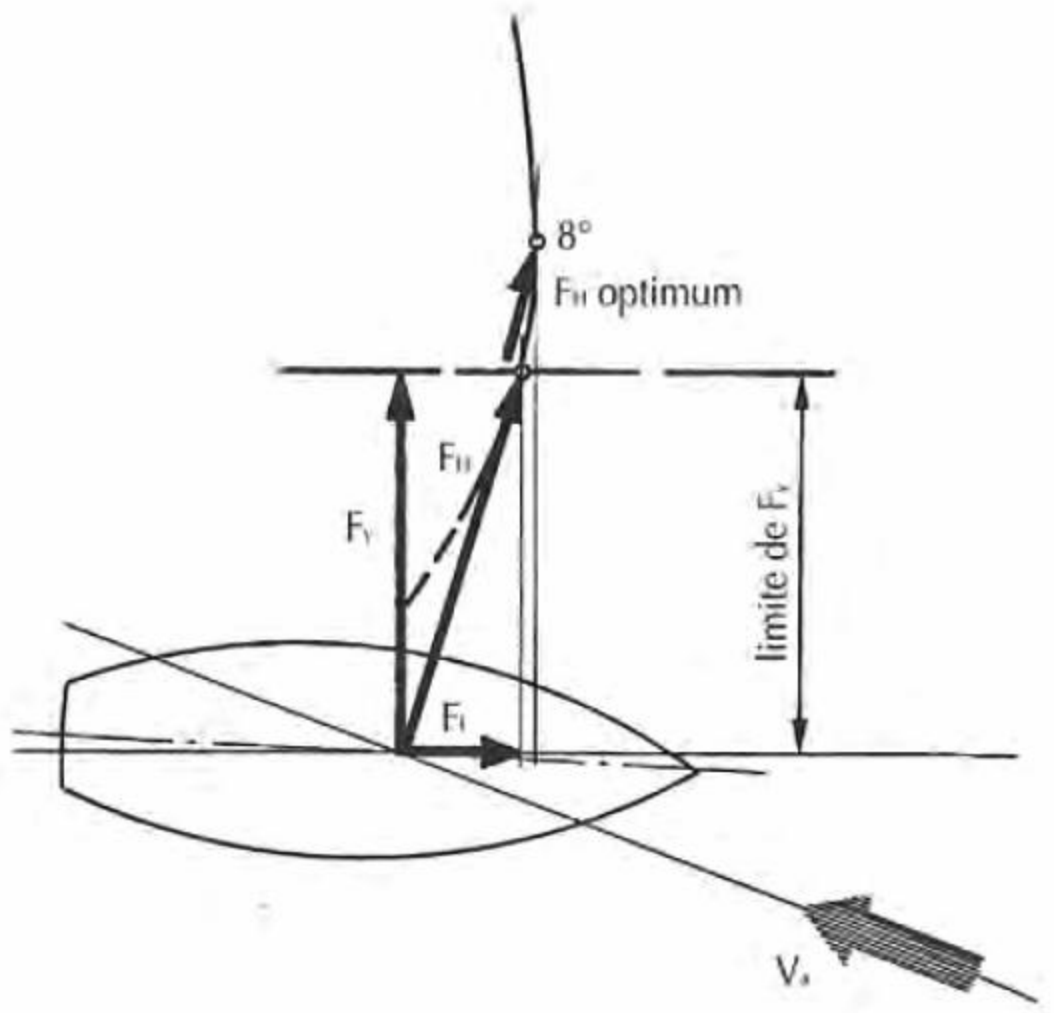


Fig. 7-4 • La stabilité apporte une limite à la force latérale qui ne permet pas toujours d'utiliser la force optimum de la voilure. Il faut alors en modifier la surface ou les réglages (l'incidence par exemple) pour retrouver une force F_H optimum correspondant à la limite imposée à F_V.

originale. Il est d'autant plus stable que ces oscillations sont rapidement réduites, il est instable si elles s'accroissent. En dehors du vent arrière, où d'autres éléments que ceux liés à la seule carène interviennent, la stabilité de route dynamique n'est généralement pas un problème grave et de plus, son interférence avec le régime des vagues en rend l'étude extrêmement complexe. C'est pourquoi nous nous en tiendrons à l'étude de la stabilité de route statique.

Les perturbations apportées à la stabilité de route ont deux origines bien distinctes, l'écart entre les forces $\mathbf{F_H}$ et $\mathbf{R_H}$ d'une part, et la dissymétrie des formes de la carène due à la gîte, ainsi que la modification de la forme de sa surface latérale qui en résulte d'autre part.

De plus, il ne faut pas oublier que tout écart du voilier de sa trajectoire aura un effet sur l'intensité des forces $\mathbf{F_H}$ et $\mathbf{R_H}$ différent selon l'allure.

1 ÉQUILIBRE DES FORCES

Les causes de l'écart entre les forces $\mathbf{F_H}$ et $\mathbf{R_H}$ diffèrent selon l'allure sous laquelle le voilier navigue.

a ▪ Au vent arrière

Nous avons déjà étudié ce problème au CHAPITRE IV, et nous avons vu que sa seule solution viable consistait à ramener par tous les moyens possibles les deux forces dans le même plan vertical/longitudinal, **sans intervention** du gouvernail et avec le minimum de déformation de la carène. Il est évident que cette condition est plus facile à remplir avec un spinnaker qu'avec un gréement de cat-boat.

Par ailleurs, le fait de s'écarter du plein vent arrière en loffant, aura pour effet d'augmenter l'intensité de $\mathbf{F_H}$ et,

par conséquent, l'angle de gîte et de dérive et le moment de rotation. Pour compenser l'accroissement de $\mathbf{F_H}$ il faut que $\mathbf{R_H}$ augmente également et pour cela qu'apparaisse un angle de dérive de même sens que celui de la déviation initiale. L'équilibre au vent arrière est donc naturellement instable.

b ▪ Aux autres allures

Aux allures différentes du pur vent arrière, on peut espérer que les deux forces $\mathbf{F_H}$ et $\mathbf{R_H}$ soient situées dans un même plan vertical (FIGURE 7-5).

Les points d'application ou centre de poussée de ces forces sont respectivement le *centre de voilure* **CV** pour $\mathbf{F_H}$ et le *centre de dérive* **CD** pour $\mathbf{R_H}$. Nous savons que la position longitudinale réelle de ces centres dépend de l'angle d'incidence avec l'air ou l'eau (CHAPITRE II-4) ; sauf pour des corps de formes simples, elle ne peut être déterminée qu'expérimentalement puisqu'elle dépend essentiellement de la forme des écoulements sur toute la longueur du corps.

L'architecte naval ne peut donc avoir recours, pour déterminer la position de ces centres, qu'à des méthodes approximatives, d'autant que de toute façon, sauf pour un voilier à plan de dérive à géométrie variable (dériveur), la position du centre de dérive ne pourra être retouchée au cours de son excursion provoquée par la variation de l'angle d'incidence.

c ▪ Le décalage des centres de voilure et de dérive

Le décalage longitudinal des centres de dérive et de voilure que nous observons dans le plan horizontal est donc un élément très important de la conception du voilier et un de ceux pour lequel l'architecte dispose du moins d'éléments chiffrés. On peut dire simplement que cet écart longitudinal sera d'autant plus grand que l'écart vertical sera lui-même plus important (inconvénient des voilures à grand allongement) que la gîte considérée sera plus élevée, que la carène sera moins large. Ce dernier point est particulièrement sensible sur les catamarans où, le centre de dérive étant rejeté complètement sous le vent, l'écart entre les projections sur le plan axial des centres de pression s'inversera, le centre de voilure passant en arrière du centre de dérive (FIGURE 7-6).

Lorsque le voilier est au près, le fait d'être écarté de sa route en loffant aura pour effet de réduire l'angle d'incidence des voiles et d'augmenter l'angle de dérive. En conséquence $\mathbf{F_H}$ diminue, de même que la gîte et le moment de rotation. Pour retrouver une force $\mathbf{R_H}$ réduite à la nouvelle valeur de $\mathbf{F_H}$ il faut que l'angle de dérive diminue, ce qui

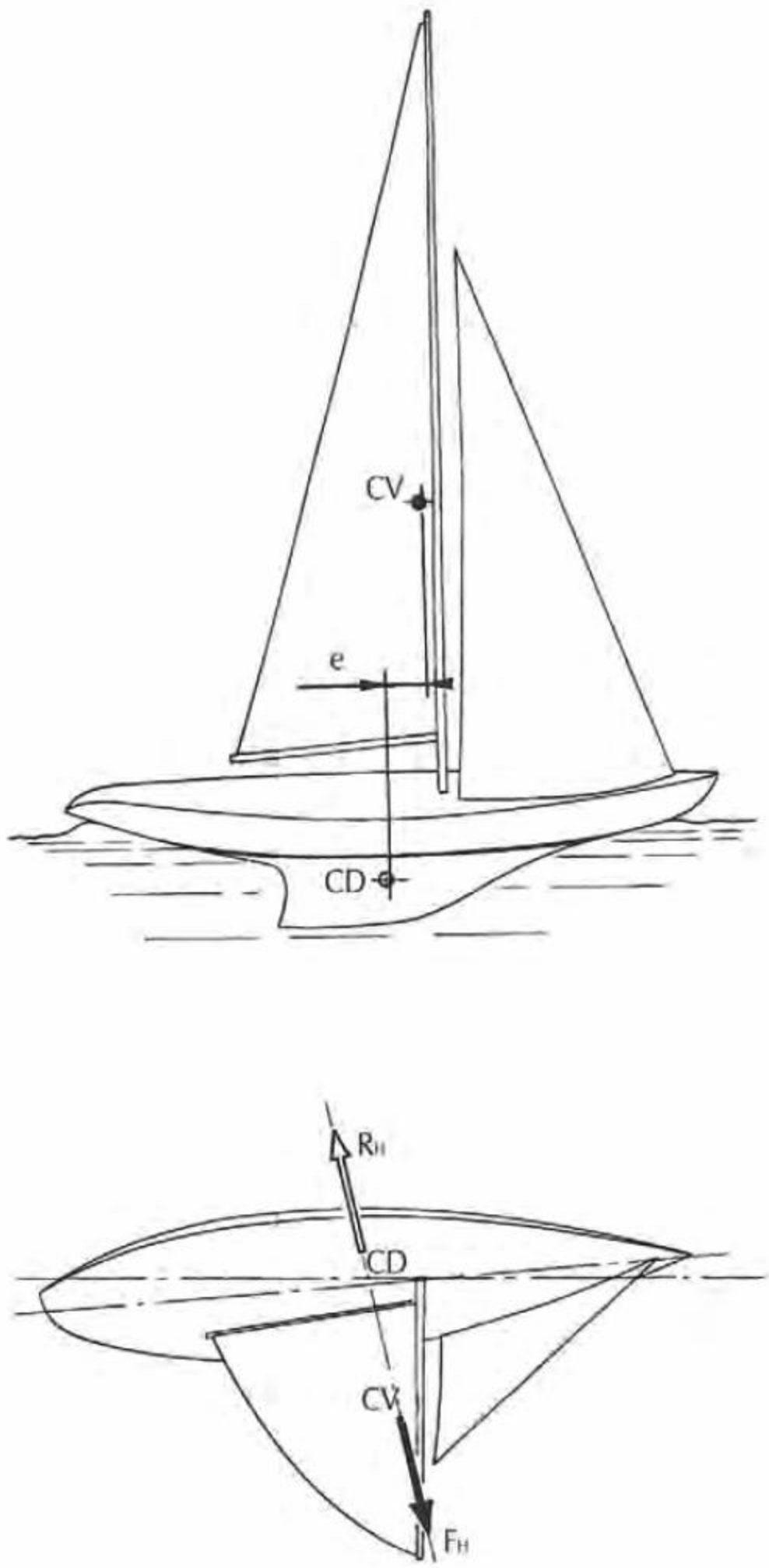


Fig. 7-5 • Décalage longitudinal des centres de dérive et de voilure.

Fig. 7-6 • Sur un catamaran, le décalage latéral des centres de voilure et de dérive entraîne une inversion de leur réglage longitudinal par rapport à un voilier classique.

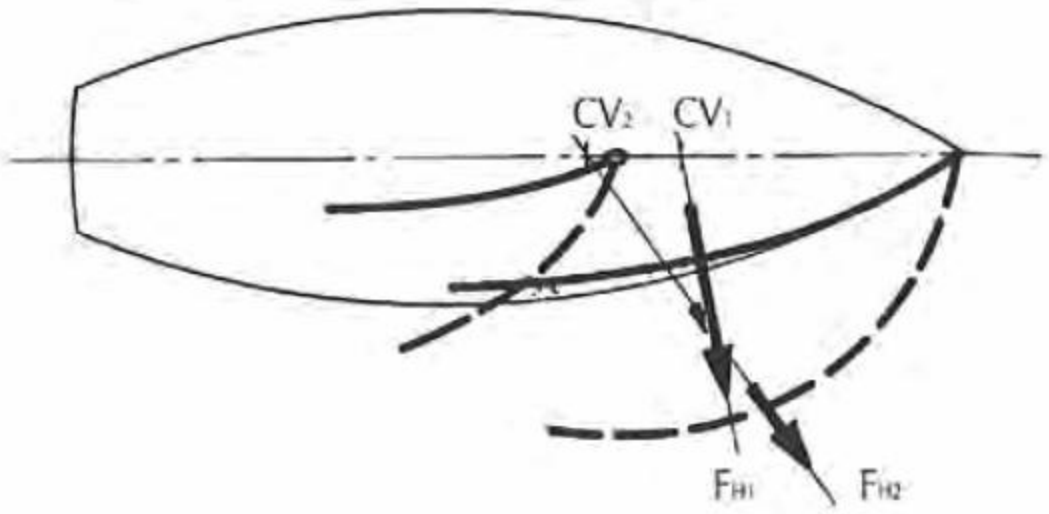


Fig. 7-7 • En passant du près au largue le changement de direction de la force développée par la voilure entraîne un recul du centre de voilure.

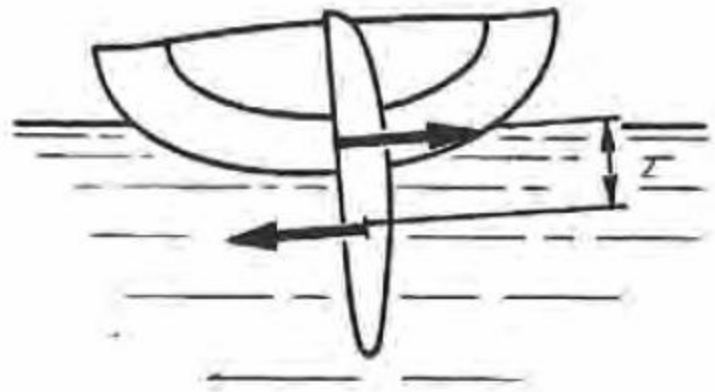


Fig. 7-8 • Le moment de la force développée par le safran, sensible surtout sur un dériveur, le sera d'autant plus que la dérive sera plus relevée.

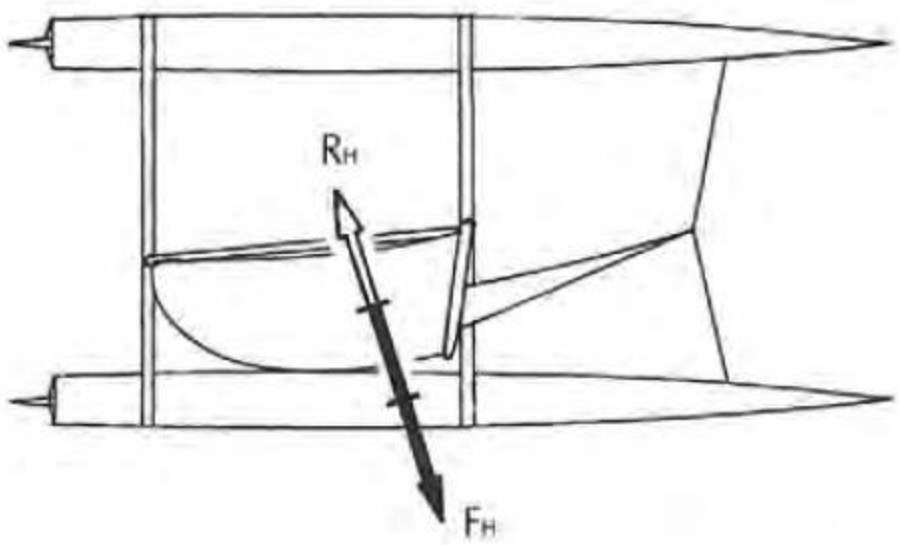
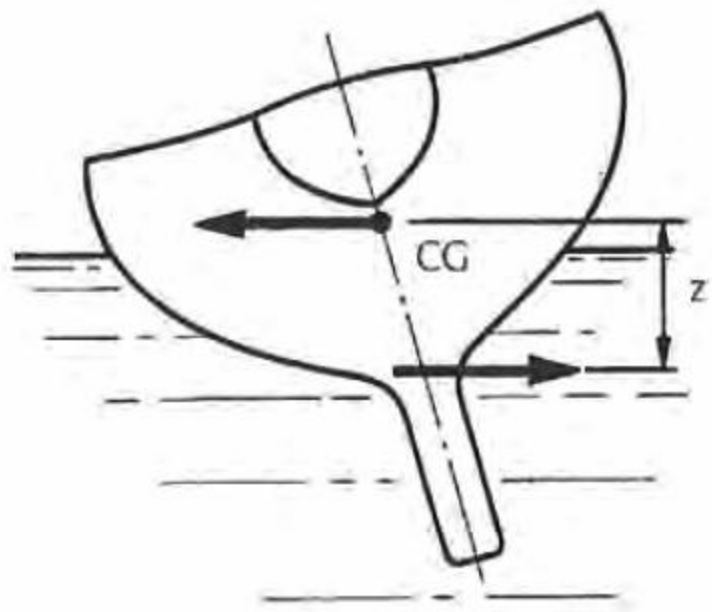


Fig. 7-9 • Lors d'un virage, la force centrifuge et le décalage entre le centre de gravité et le centre de dérive créent un couple de chavirement. Ici le voilier, vu d'arrière, vire à tribord.



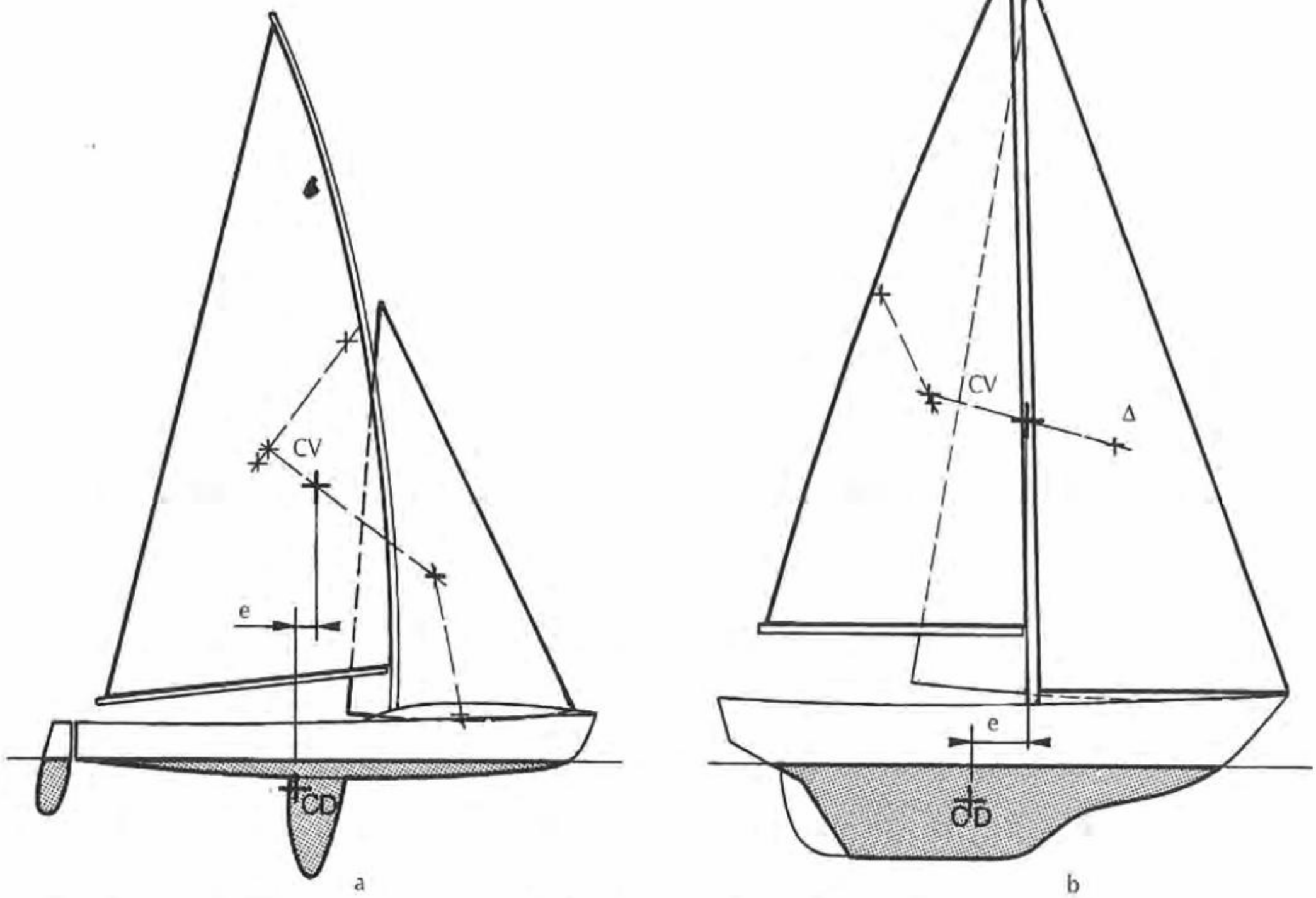


Fig. 7-10 • Définition des centres de voilure et de dérive selon le type de voilure et de plan de dérive.

ramène le bateau sur sa trajectoire initiale, l'équilibre au près est donc naturellement stable.

Par ailleurs, il ne faut pas oublier que, du fait du pivotement des voiles, lorsque l'on passe du près à des allures plus arrivées, le point d'intersection de l'axe de $\mathbf{F_H}$ avec l'axe longitudinal de la carène recule considérablement (FIGURE 7-7). Il en résulte qu'un bateau, correctement équilibré au près deviendra ardent dès qu'il abattra. La présence d'un spi, en donnant plus d'importance à la force développée par la voile d'avant, avancera le centre de voilure.

Quant à l'influence de la gîte, elle se manifeste surtout lorsqu'elle augmente, sur une risée par exemple, il en résulte alors des aulofées, parfois spectaculaires.

La réaction naturelle est généralement d'agir sur le gouvernail, moyen immédiatement accessible, et instinctif, de corriger un écart de route. C'est là qu'en général les choses s'aggravent car, comme nous l'avons vu au CHAPITRE IV, la force latérale développée par le safran provoque un moment de chavirement supplémentaire qui vient encore augmenter la gîte (FIGURE 7-8). Si l'on ajoute encore le moment de chavirement créé par la force centrifuge qui apparaît lors du virage du voilier (FIGURE 7-9), on comprend aisément pourquoi une aulofée peut facilement conduire à un chavirement ou tout au moins à une situation fort inconfortable sinon dangereuse.

Il faut **toujours** corriger une aulofée par une action immédiate sur les voiles, **jamais** sur la barre et il est nécessaire de tirer les conclusions qui s'imposent quant à l'implantation de l'accastillage et la rapidité de son accessibilité.

Pour en revenir à la conception du voilier, l'architecte considérera comme centres de voilure et de dérive les centres géométriques de la surface des voiles d'une part, et du plan de dérive d'autre part, les centres géométriques étant les centres de gravité de ces surfaces.

- Pour la voilure d'un petit voilier ou d'un gréement aux 3/4 avec un recouvrement de foc relativement peu important, on prendra en considération les surfaces réelles de voiles avec leur rond de chute (FIGURE **7-10 a**).
- Pour les dériveurs légers, il faudra considérer la voilure dans sa position de travail, mât cintré vers l'arrière.
- Pour un voilier plus important avec foc en tête, on considérera la surface réelle de la grand-voile et celle du triangle avant (FIGURE **7-10 b**) ainsi, éventuellement, que celle de l'artimon.
- Pour le centre de dérive si le bateau est à quille longue avec safran derrière la quille, on ne tiendra pas compte de celui-ci (FIGURE **7-10 b**).
- Par contre pour un plan de dérive avec safran séparé de la quille (avec ou sans aileron, on considérera la totalité de la surface (FIGURE **7-10 a**).

En fait tout ceci n'est que convention et n'a d'importance que dans la mesure où l'on désire comparer des bateaux différents.

Le TABLEAU 7/II donne les valeurs moyennes de l'écart **e** entre les centres de pression pour différents types de voiliers en pourcentage de la longueur de flottaison.

La longueur de flottaison à prendre en considération est la longueur totale y compris le safran lorsque celui-ci prolonge le volume de carène.

On notera que ce sont les voiliers qui naviguent normalement avec l'angle de gîte le plus faible (dériveurs légers, quillards, grands habitables) qui demandent l'écart le plus faible.

En outre, on pourrait s'étonner que l'écart le plus élevé se trouve sur des habitables moyens que leur largeur (de l'ordre du tiers de la longueur de la coque) devrait au contraire conduire à des écarts plus faibles.

Ce serait oublier que cet écart des centres de pression doit également compenser le couple de rotation au vent provoqué par la déformation de la carène à la gîte qui, justement à cause de leur largeur, est importante sur ces voiliers et est toujours ressentie par des différences importantes d'équilibre selon les angles de gîte.

TABLEAU 7/II

TYPE		e
Dériveurs légers	cat boat	2 à 4 %
	sloop	6 à 8 %
Quillards		6 à 8 %
12 m J.I.		6 à 6,5 %
Sloops en tête avec gouvernail séparé	$L_f < 5{,}50$ m	17 à 18 %
	5,50 m $< L_f <$ 9 m	18 à 22 %
	$L_f >$ 9 m	15 à 18 %
Sloops 3/4 avec gouvernail séparé	$L_f <$ 8 m	13 à 15 %
	$L_f >$ 8 m	10 à 12 %
Sloop en tête à quille longue		13 à 17 %
Ketches		11 à 15 %

2 DEFORMATION DE LA CARENE A LA GÎTE

Lorsque l'on déplace dans l'eau un flotteur asymétrique latéralement, on constate que sa trajectoire n'est pas rectiligne mais suit une courbe de même orientation que sa courbure moyenne (FIGURE 7-11).

Or, qu'advient-il de la carène d'un voilier lorsqu'il gîte ? La courbure longitudinale des fonds étant généralement moins accentuée que celle des côtés (et cela d'autant plus que la coque est plus large... et le déplacement plus réduit), l'ensemble des lignes d'eau gîtées prend une courbure plus ou moins prononcée (FIGURE 7-12).

Il en résulte un moment qui tend à faire loffer le voilier. Si l'on ne veut pas être obligé de compenser cet effet par l'action du safran, il ne reste comme seule solution que de créer un moment de sens opposé en décalant vers l'avant le centre de voilure (FIGURE 7-13) ; mais alors le voilier deviendra mou lorsque, par petit temps, il ne gîtera plus.

Cependant il est bien évident que la première précaution à prendre pour éviter ce phénomène est de dessiner la carène de telle façon que la déformation des lignes d'eau reste aussi réduite que possible ce qui, à la limite, ne peut être obtenu qu'en donnant aux sections des formes circulaires centrées (FIGURE 7-14) qui malheureusement présentent la caractéristique essentielle de ne posséder aucune stabilité de forme !

En 1937 parut dans les Transactions de l'*Institution of Naval Architects* un exposé (**6**) du contre-amiral Alfred TURNER qui devait entraîner de nombreuses controverses qui, aujourd'hui encore, ne sont pas terminées.

Dans cet exposé une méthode de contrôle de l'équilibre à la gîte était proposée, basée sur le processus suivant (FIGURE 7-15) :

• par l'intersection du plan de flottaison à 0° de gîte avec le plan vertical de symétrie on trace, sur les sections, un plan de flottaison incliné à l'angle choisi,

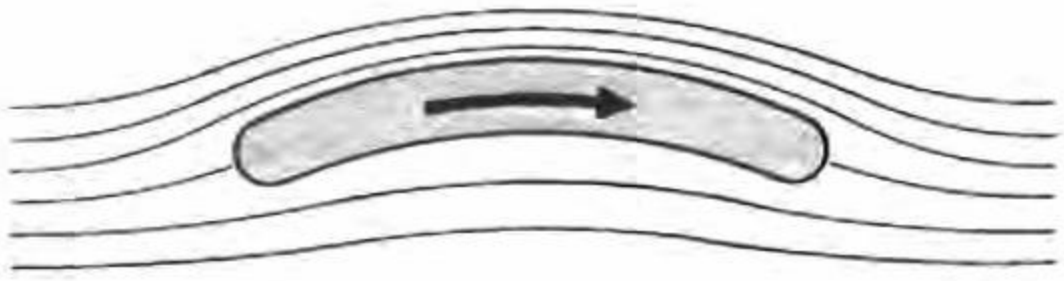


Fig. 7-11 • Un corps en déplacement libre dans un fluide suit une trajectoire de même forme que sa courbure.

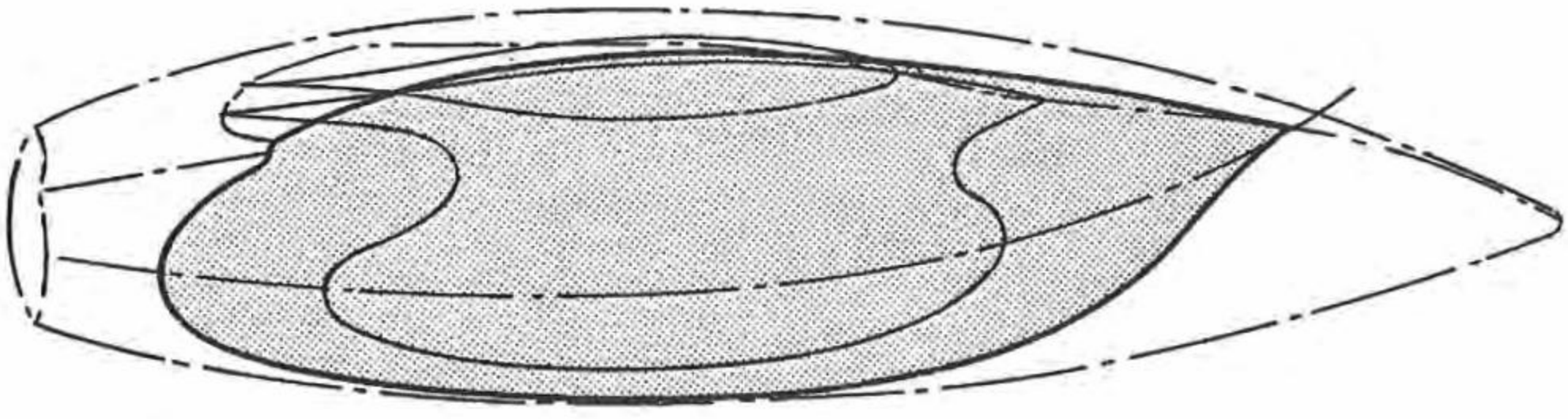


Fig. 7-12 • A la gîte la déformation des lignes d'eau d'une carène de voilier peut présenter une courbure très importante.

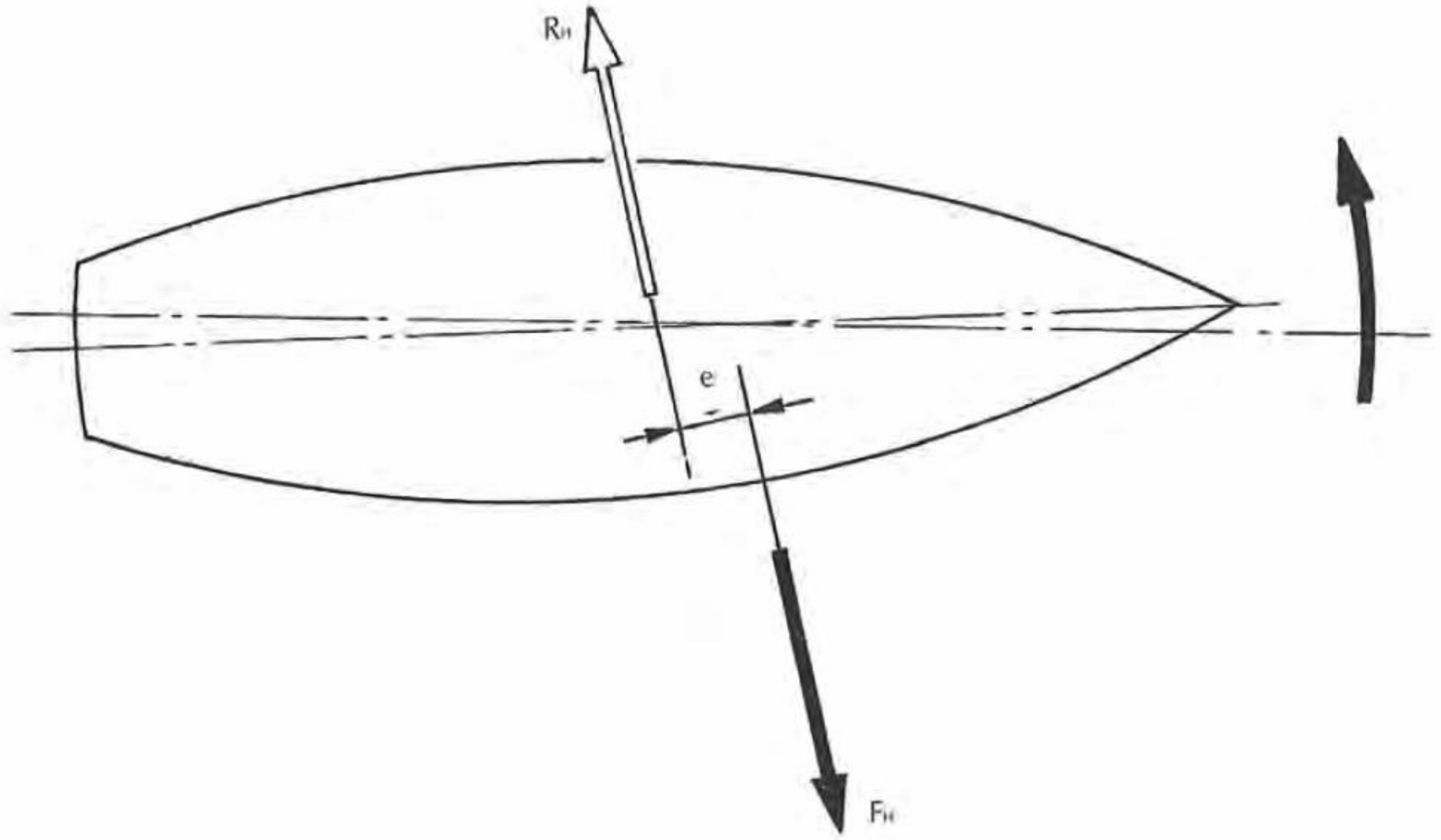


Fig. 7-13 • A la gîte, le moment de giration provoqué par la déformation de la carène doit être équilibré par un moment égal créé par le décalage **e** du couple $\mathbf{F_H}$ - $\mathbf{R_H}$.

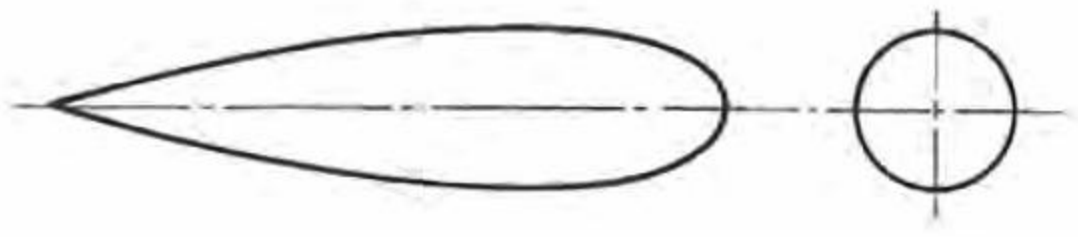


Fig. 7-14 • Seul un corps de révolution conservera la même forme quelle que soit sa gîte.

• pour chacune des sections on définit l'axe vertical passant par le centre de gravité (en découpant chaque section dans du bristol et en la posant sur une lame),
• on définit ensuite l'axe métacentrique de l'ensemble de la carène inclinée (en superposant toutes les sections),
• on relève les écarts entre les axes de chacune des sections et l'axe métacentrique de l'ensemble et on porte ces écarts en ordonnées sur un axe longitudinal (FIGURE **7-16**). La courbe joignant ces points peut présenter différentes formes et, en particulier, croiser l'axe en un ou deux points,

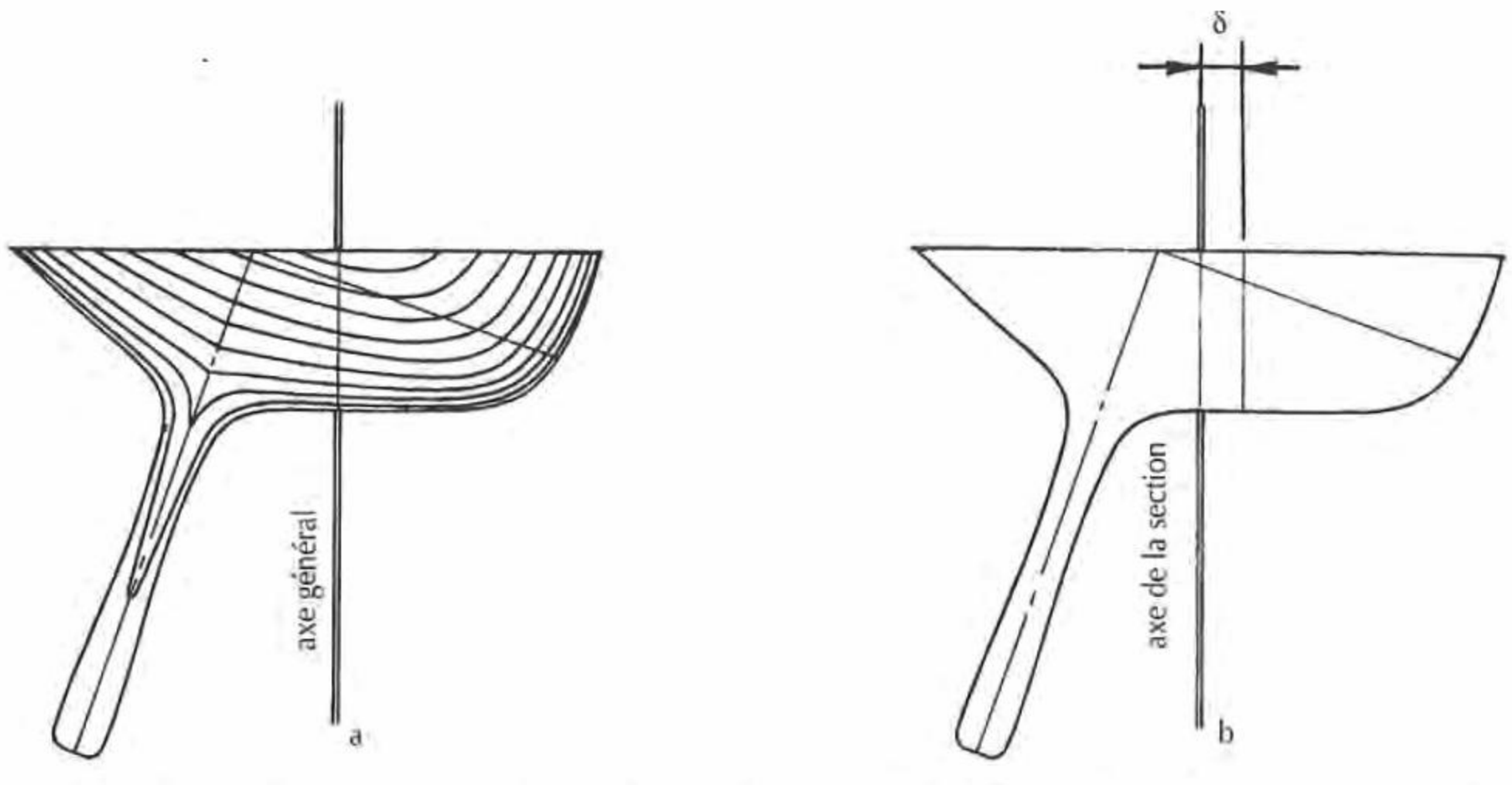


Fig. 7-15 • Méthode de TURNER. En **a,** l'ensemble des sections est posé sur une lame pour déterminer l'axe métacentrique général. En **b,** chaque section est posée à son tour pour déterminer le décalage δ entre l'axe de la section et l'axe général.

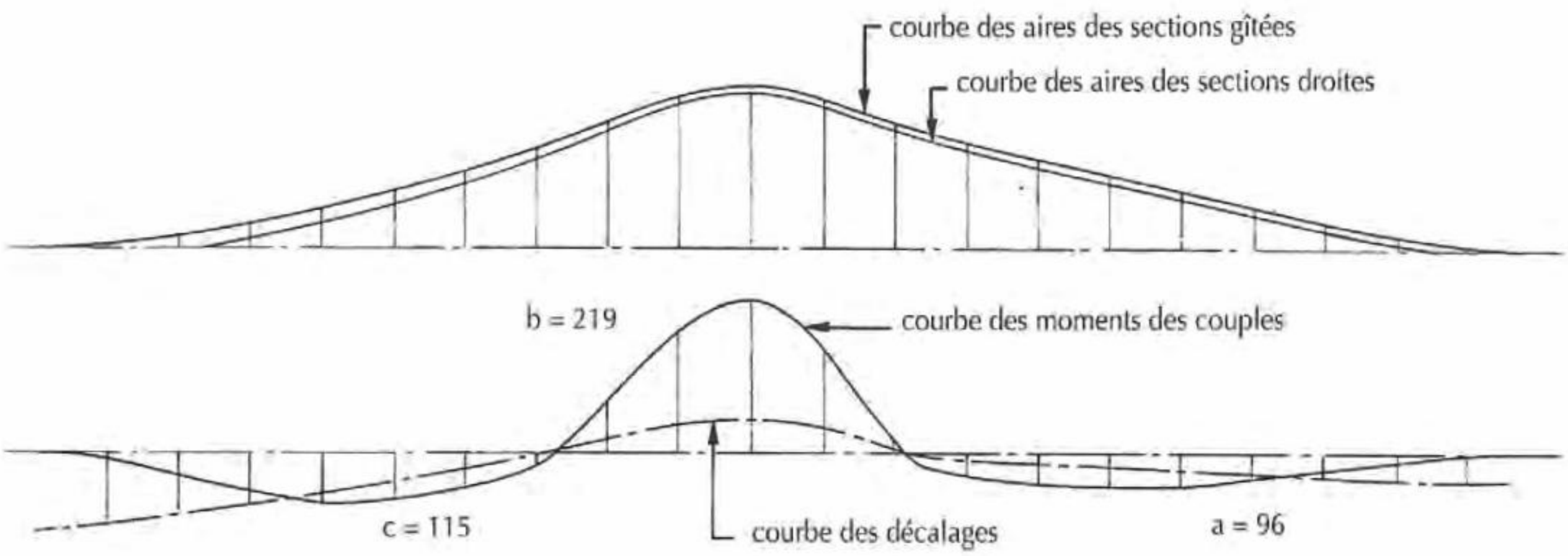


Fig. 7-16 • Au-dessus, les courbes des aires des sections en position droite et gîtée. En dessous, courbe des décalages δ des sections et des moments de ces sections par rapport à l'axe général.

• on calcule ensuite le moment de chacune des sections par rapport à l'axe métacentrique, on porte en ordonnées sur l'axe précédent les valeurs ainsi obtenues (à une échelle quelconque) et on en trace la courbe enveloppe. Selon les cas on obtient ainsi trois surfaces **a**, **b**, **c**, ou deux surfaces **a**, **b**, réparties de chaque côté de l'axe.

La loi établie par TURNER exprime qu'une carène est équilibrée à la gîte considérée si $\mathbf{a} = \mathbf{c} = \mathbf{b}/2$.

Que **a** + **c** soit égal à **b** est évident et relève de la simple égalité géométrique, la somme des moments à gauche de l'axe métacentrique étant égale à la somme des moments à droite puisque l'ensemble des sections a été équilibré sur cet axe. Si cette égalité n'est pas remplie, la différence ne peut résulter que d'erreurs ou de l'imprécision des mesures.

Néammoins, rien ne démontre que l'égalité **a** = **c** conduise obligatoirement à un équilibre correct de la carène.

En plus de cette première remarque, de nombreuses critiques ont été portées à la méthode de TURNER, entre autres la définition du plan de flottaison incliné qui ne détermine pas une flottaison isocarène, et surtout le fait que cette étude est strictement statique et ne tient aucun compte des éléments dynamiques conditionnant l'équilibre, à savoir la répartition des pressions et des frottements sur la carène.

TURNER n'a jamais pu fournir de réponse à ces critiques se retranchant derrière les résultats obtenus sur des modèles réduits, en particulier sur des classes A répondant à la même formule de jauge que les classes J utilisés avant la guerre dans la Coupe de l'America bateaux lourds et relativement larges.

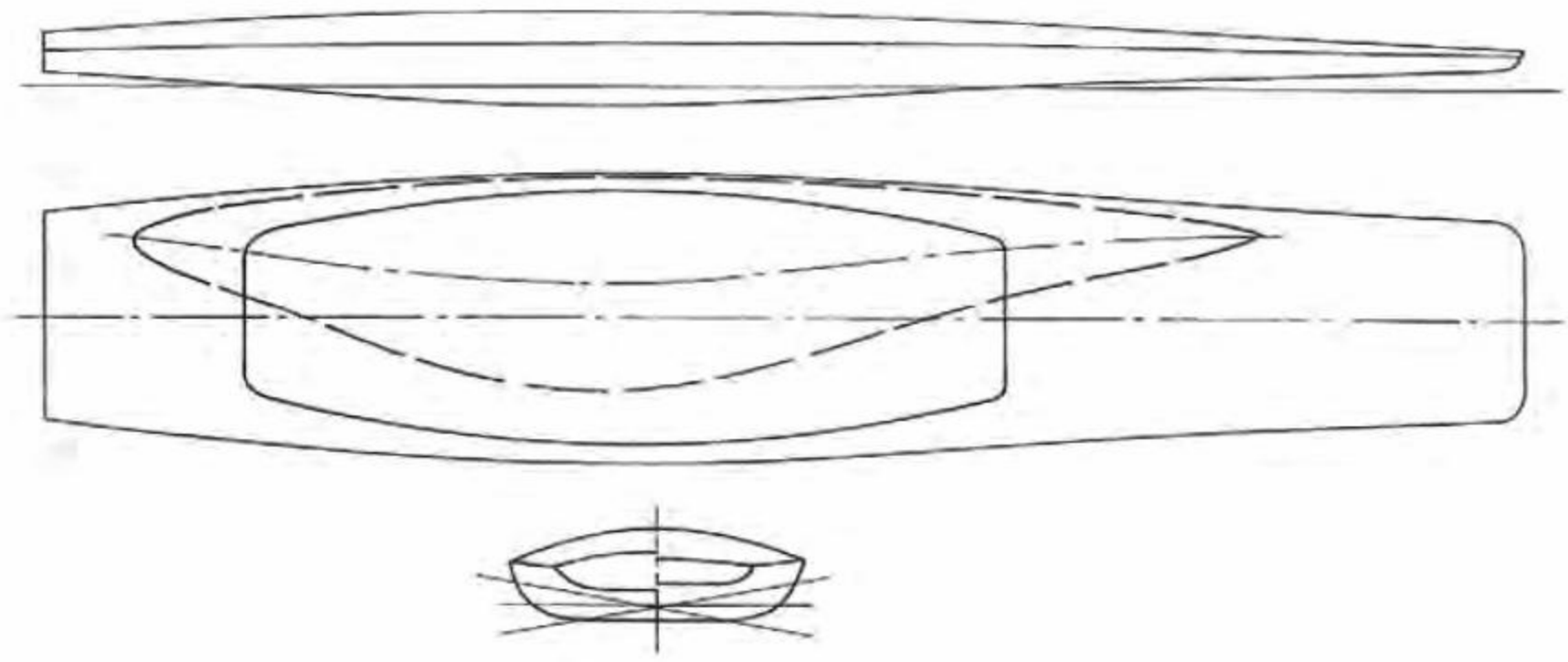


Fig. 7-17 • Les formes des *scows* des grands lacs américains leur permettent, à la gîte, de déformer leurs lignes d'eau de façon favorable et d'allonger leur flottaison.

Personnellement, le reproche que je ferai à la méthode de TURNER est de ne pas tenir compte, et même d'introduire une déformation de la carène. En effet pour obtenir une courbe des moments à trois bosses, l'axe passant par les centres de gravité des sections ne peut être rectiligne et prend une courbure dont la concavité est tournée du côté du vent. Ce qui ne peut que réduire l'efficacité de la carène en tant qu'élément du plan antidérive.

Par ailleurs, rien ne prouve que l'axe de la carène gîtée doit être obligatoirement parallèle à l'axe de la carène au repos.

Cette condition ne peut d'ailleurs être réalisée que sur des carènes style *scow* (FIGURE 7-17) à étrave large.

Rien ne semble devoir s'opposer à dessiner une carène de même type mais dont les axes gîtés sur les deux bords convergent vers l'étrave comme l'a fait, par exemple, J.L. NOIRE sur son micro-tonner *Nuits blanches*.

On peut penser que les voiliers de compétition légers du type *45° South* de B. FARR répondent également à ce genre de préoccupation avec leur section centrale ronde et leur arrière plat et large. Il est évident lorsque l'on regarde ces bateaux au près que leur gîte s'effectue selon une trajectoire conique dont le sommet est sur l'étrave.

Sur des bateaux de ce type il semble cependant préférable, lorsqu'il est prévu deux dérives, de donner à celles-ci un angle d'incidence non pas positif mais négatif pour tenir compte de l'angle de finesse maximum plus élevé pour la carène que pour la dérive (CHAPITRE V-C-1).

La détermination des lignes d'eau gîtées sur ce type de carène représente un travail long et fastidieux, car il faut déterminer une flottaison qui soit isocarène et dont l'assiette définisse en même temps un centre de carène qui reste correctement positionné par rapport au centre de gravité. Encore cette construction ne correspond-elle qu'à un état statique qui ne tient pas compte des effets de la création du système de vagues et des pressions et résistances diverses.

Sans même parler des vagues, deux causes vont venir encore augmenter l'effet d'instabilité du voilier gîté.

La première réside dans le fait que beaucoup de voiliers modernes, et en particulier ceux dont nous venons de parler,

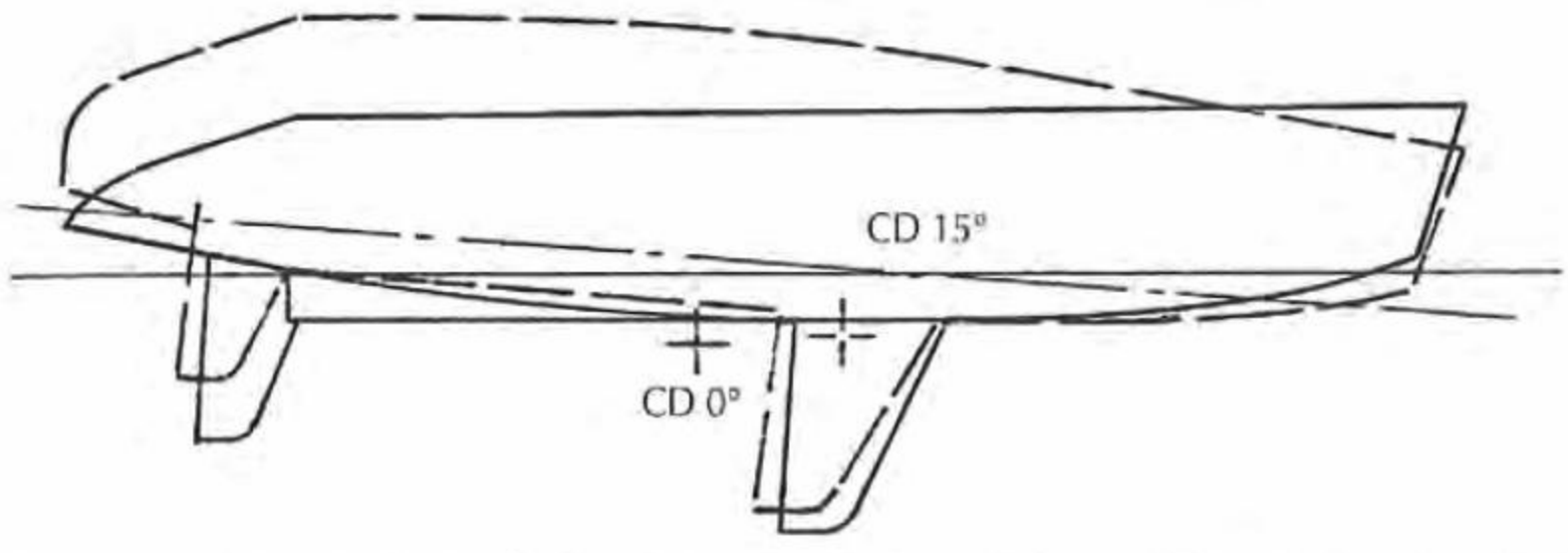


Fig. 7-18 • A la gîte, l'avancement du centre de dérive des carènes plates et larges de l'arrière n'est pas forcément compensé par l'avancement correspondant du centre de voilure.

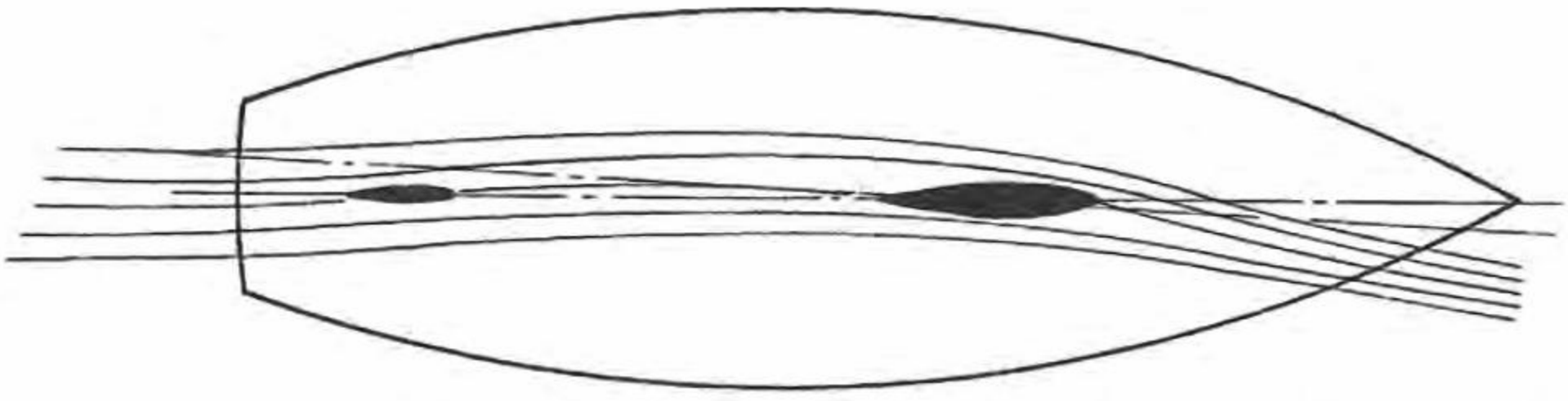


Fig. 7-19 • L'écoulement sur l'ensemble des appendices donne une "adonnante" sur l'aileron et un "refus" sur le gouvernail.

ont tendance en gîtant à prendre une assiette négative (sur le nez) conduisant à une déformation du plan de dérive avec accroissement de la surface antérieure au détriment de la surface postérieure et avancement du centre de dérive (FIGURE 7-18). Cet effet étant encore accru si l'on tient compte de la vague d'étrave.

La seconde apparaît lorsque le voilier est dévié de sa trajectoire, par une vague généralement, et attaque donc l'eau avec un certain angle d'incidence. D'après ce que nous connaissons déjà des écoulements, nous savons que la partie de la carène et l'aileron de quille bénéficieront d'une « adonnante » alors que la partie arrière de la carène, et le gouvernail lorsqu'il est séparé de la quille, se trouveront à un angle d'incidence plus faible (FIGURE 7-19).

Le centre de pression de l'aileron de quille étant généralement en avant du centre de carène, il en résulte que le couple déstabilisant qu'il crée naturellement se trouvera augmenté et viendra s'ajouter à celui engendré par la carène.

Le phénomène, que nous analyserons dans le prochain chapitre, sera particulièrement sensible lorsque l'angle d'incidence sera de signe inverse de l'angle de gîte (bateau loffant).

Il faudra alors que le gouvernail soit de surface assez grande et très reculé, pour que sans action du barreur son couple stabilisant soit suffisant, malgré la réduction de son angle d'incidence, pour combattre l'ensemble des couples déstabilisants de la carène et de l'aileron de quille.

Il est certain que l'étude précise de ces phénomènes, compte tenu des nombreux paramètres à considérer, est extrêmement complexe et c'est pourquoi la stabilité de route d'un voilier gîté reste un problème mal connu, aux effets aléatoires et qui dépend entièrement de l'art et de l'expérience de chaque architecte.

Moyennant quoi, le seul moyen restant au barreur de corriger rapidement et facilement (?) tout défaut d'équilibrage demeure le gouvernail. Encore faut-il que son action soit la plus efficace possible au prix d'un minimum d'accroissement de la résistance.

3 LE GOUVERNAIL

Sur un voilier, en dehors de sa participation à l'effort antidérive (parfois très importante, dans le cas d'un dériveur léger), le gouvernail remplit essentiellement deux fonctions : l'une, que l'on peut qualifier de passive, consistant à maintenir le voilier sur sa route en dépit des sollicitations extérieures (la barre peut alors être fixe ou libre), l'autre, active, commandant les évolutions volontaires du voilier (la barre est actionnée par le barreur). La limite entre ces deux fonctions est souvent imprécise, le gouvernail étant rarement capable de s'opposer seul aux sollicitations extérieures sans intervention active. La distinction reste cependant fort utile pour l'étude des qualités des différentes formules.

Comme pour tout autre élément dynamique devant développer une portance à un angle d'incidence variable, le rendement du gouvernail dépend des trois caractéristiques suivantes : allongement, forme du contour et section. Le tout étant dépendant de la conception même du gouvernail et de son emplacement. On rencontre quatre types principaux de configuration (FIGURE 7-20 P 198) :

• safran derrière la quille, prolongeant les formes de celle-ci ou simplement plat, sous la voûte ou en arrière du tableau (**a - b - c**) ;

• safran indépendant, suspendu sous la carène et comportant une compensation plus ou moins grande (**d - e - f**) ;

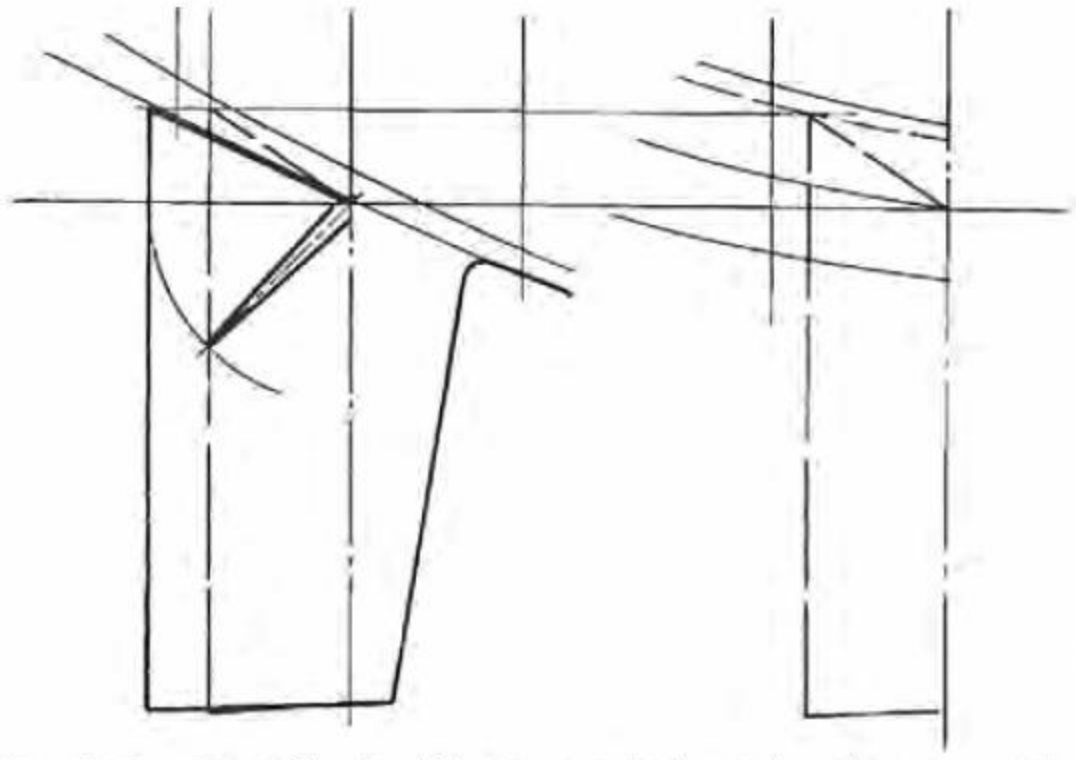


Fig. 7-21 • Contrôle du débattement du haut du safran au voisinage du fond.

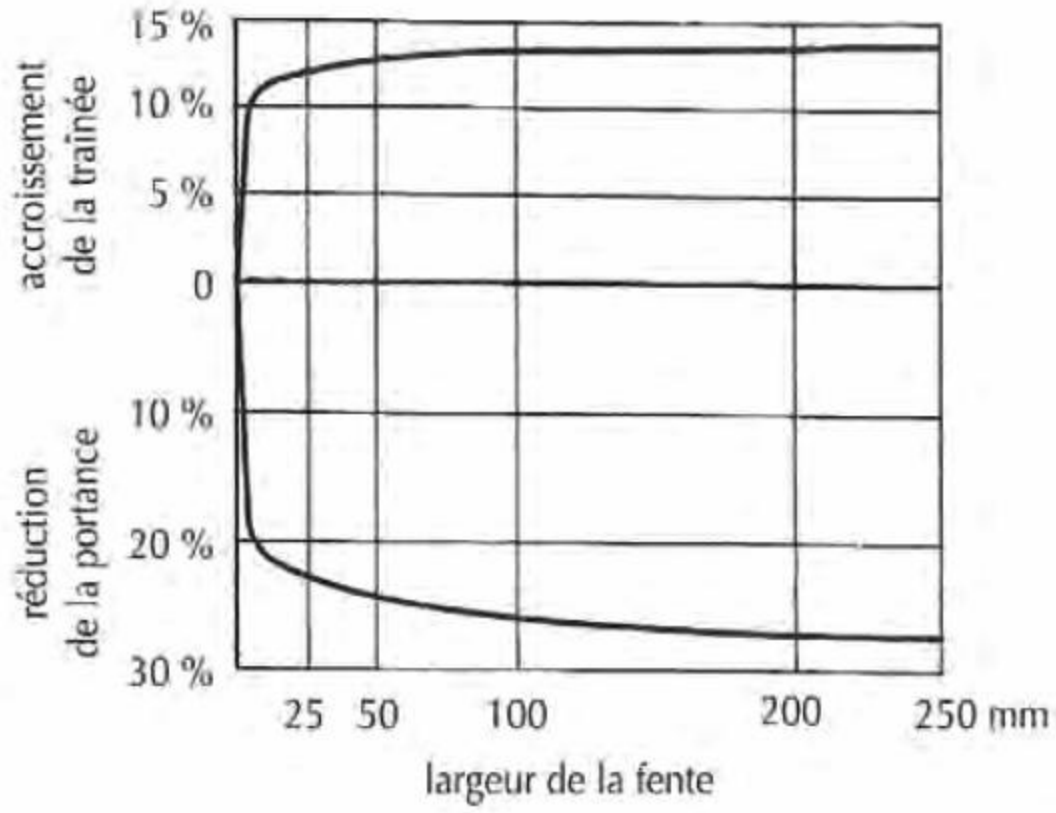


Fig. 7-22 • Courbes montrant les pertes en portance et en traînée dues au jour existant entre le haut du safran et la coque. Vitesse 3 n, surface du safran 0,37 m², profondeur 0,90 m. (D'après A. MILLWARD).

• safran indépendant, suspendu à l'extérieur du tableau et sans compensation (**g - h - i - j - k**) ;
• safran indépendant de la quille mais placé derrière un aileron (**l - m - n**).

Et bien sûr, différentes combinaisons de ces types.

Il est en effet bien peu d'éléments du voilier sur lesquels la fantaisie des architectes se soit autant donné libre cours, parfois dans des directions bien éloignées de toute préoccupation hydrodynamique.

Il ne faut pas oublier cependant que la liberté du dessin du gouvernail est restreinte souvent par la nécessité de tenir compte d'éléments propres au bateau : disposition des emménagements et du cockpit, échouage, résistance mécanique, tirant d'eau, disposition de l'hélice.

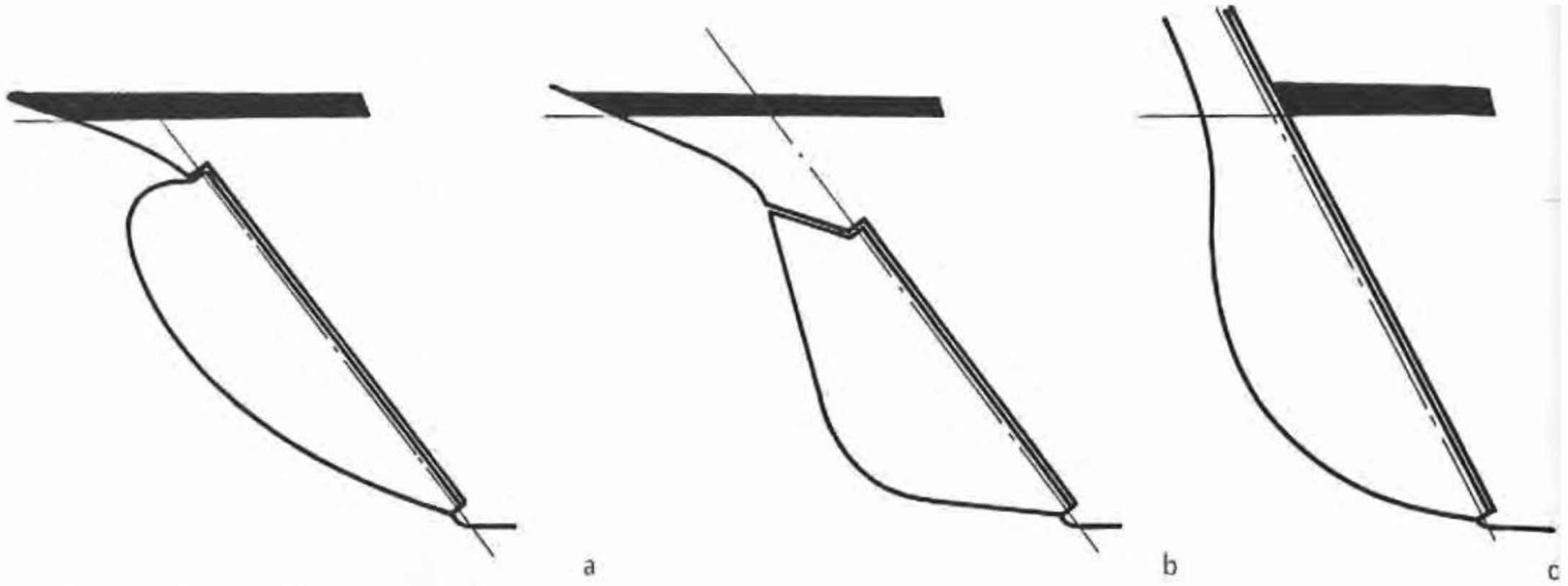
a ▪ L'allongement

De l'influence de celui-ci nous devons retenir qu'il augmente la finesse, mais qu'il avance l'angle de décrochage. Sa valeur devra donc rester modérée, d'autant que s'il est placé sous la carène il sera possible d'utiliser à fond l'effet d'image que la présence de celle-ci peut procurer en donnant à l'axe de la mèche une inclinaison, telle que sur un angle de rotation de ± 15° au moins, de part et d'autre de l'axe, la face supérieure du safran reste aussi proche que possible du fond du bateau (FIGURE **7-21**) ; ceci est d'autant plus facile à réaliser que les fonds à cet endroit sont plus plats.

Le graphique de la FIGURE **7-22** montre le gain considérable que l'on peut obtenir ainsi, nous verrons ci-dessous que l'on ne peut cependant aller trop loin dans ce sens.

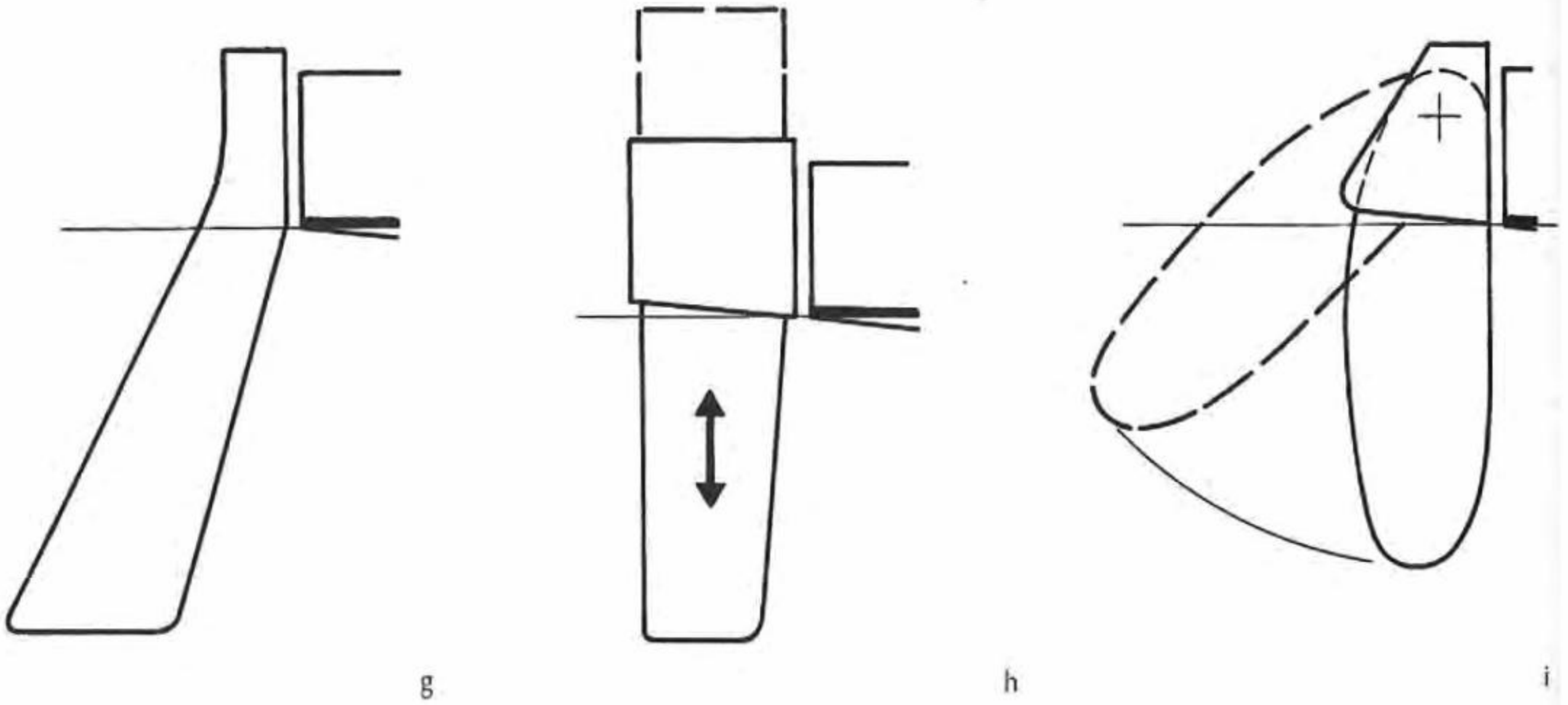
Sur les bateaux où un retour de galbord ne laisse pas le fond plat, on pourra prévoir sur la coupure provoquée par le sommet du safran, une plaque d'extrémité. Le même artifice est d'ailleurs utilisé pour les volets de bord de fuite (FIGURE **7-23**).

Fig. 7-23 • Plaque d'extrémité montée à la partie supérieure du volet de bord de fuite d'*Intrepid* en 1967.



a et b • formes classiques prolongeant la quille

c • suspendu au tableau prolongeant la quille



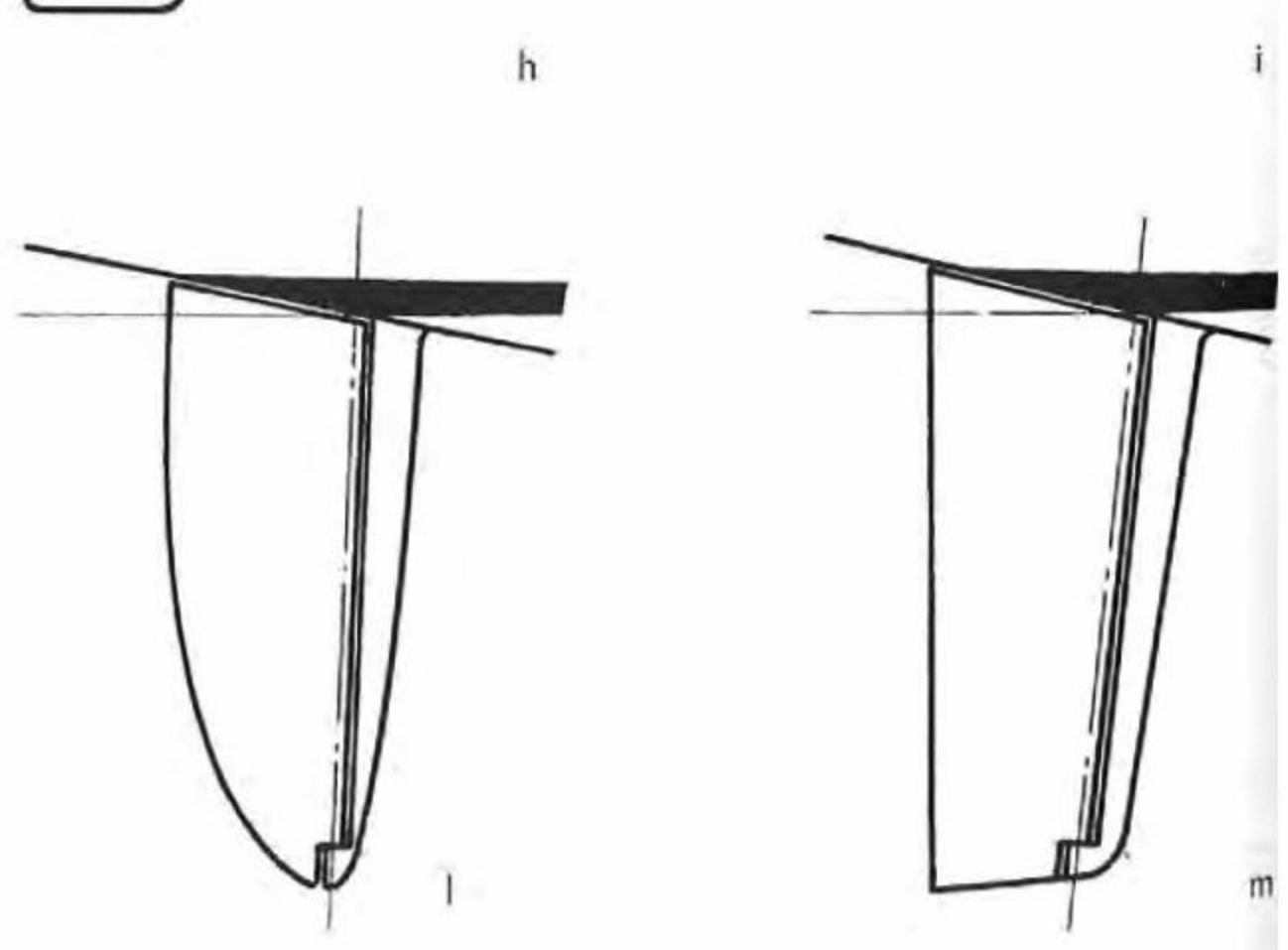
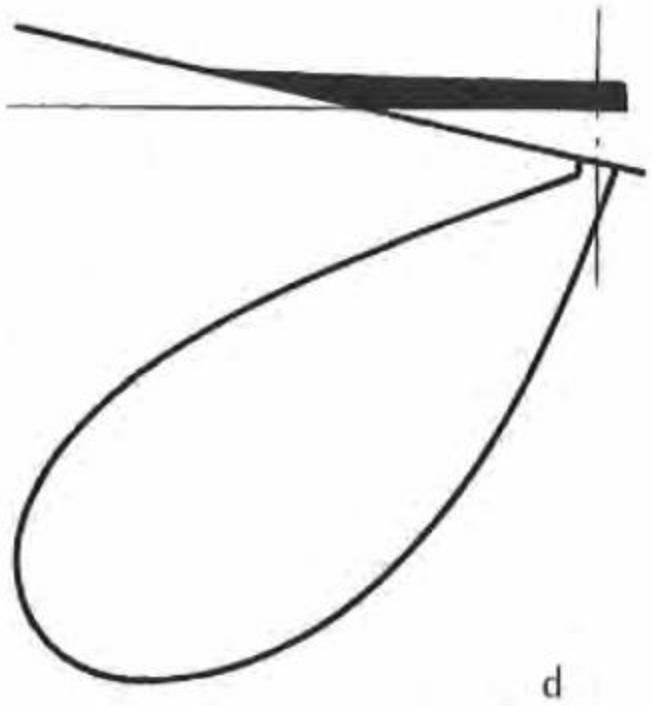
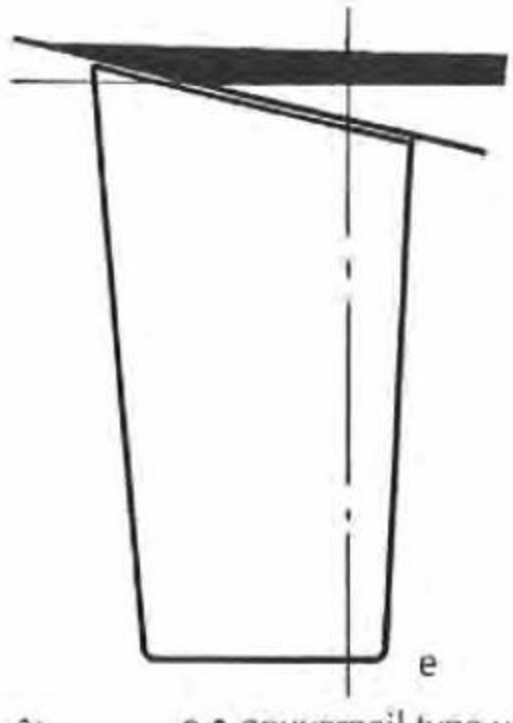


Fig. 7-20 • différents types de gouvernails



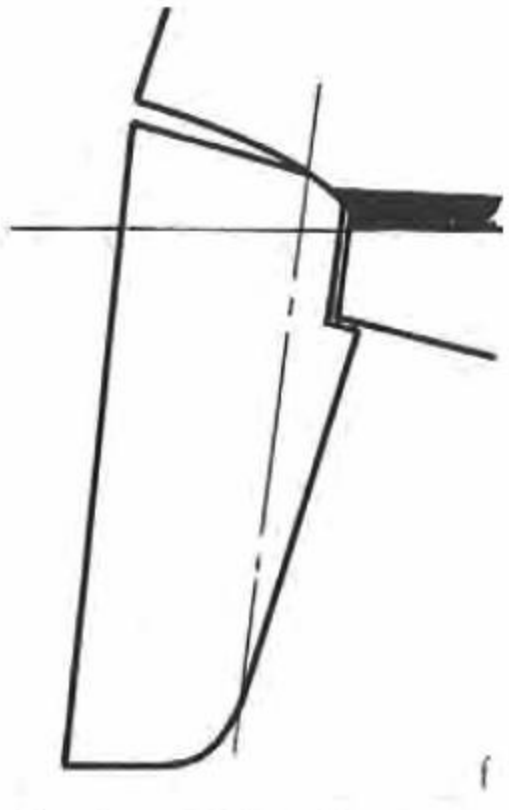
d

d • un des premiers gouvernails suspendus sous la voûte, celui de *Kitten,* dessiné par C. SIBBICK en 1892



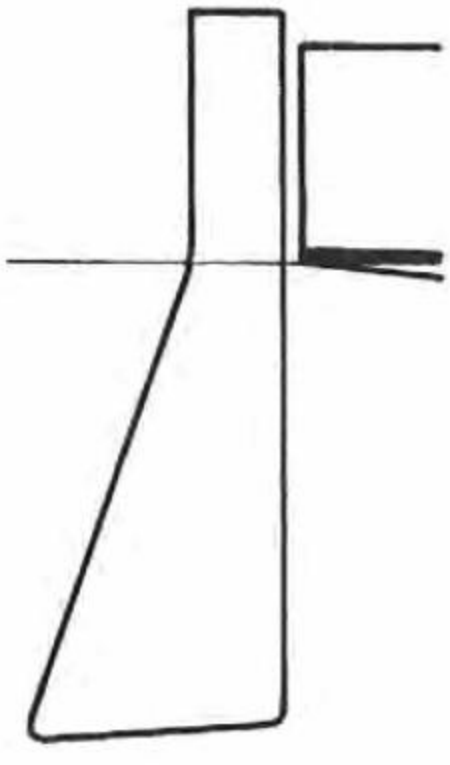
e

e • gouvernail type van de STADT

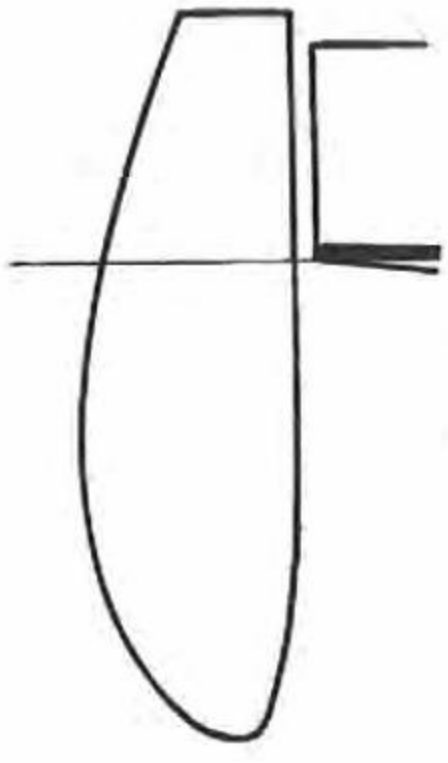


f

f • gouvernail type PETTERSON ou HOLLAND

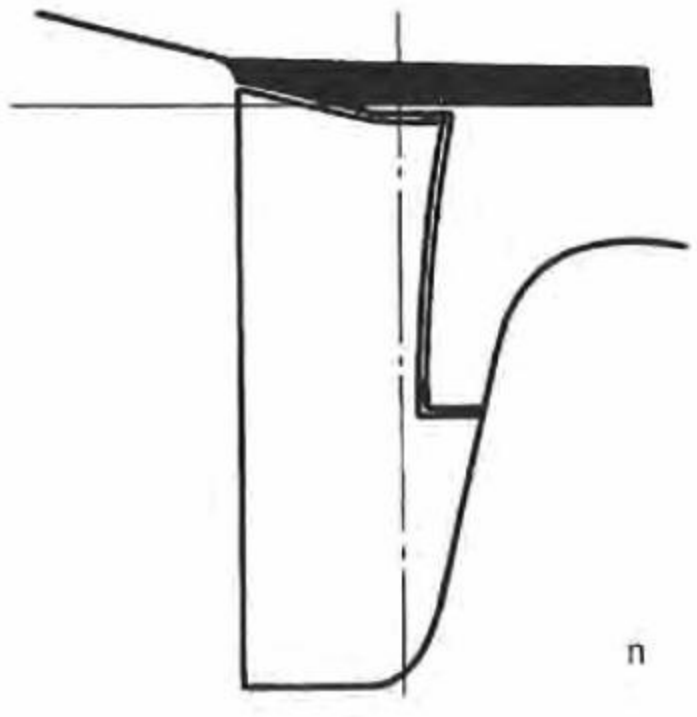


j



k

g • gouvernail de dériveur pour petit temps
h • gouvernail à safran coulissant
i • safran relevable pour petit temps
j • gouvernail de dériveur trapézoïdal
k • une des meilleures formes de gouvernail de dériveur



n

l • gouvernail avec aileron elliptique
m • gouvernail avec aileron trapézoïdal
n • gouvernail semi-compensé

Cependant il est très difficile de déterminer l'angle exact qu'il faut donner à cette plaque pour qu'elle soit placée précisément selon la trajectoire des filets d'eau.

b ▪ La forme du contour

Celle-ci est conditionnée en premier lieu par le type de gouvernail adopté et par les considérations pratiques que nous avons examinées plus haut.

Il est bon de revenir ici sur l'inclinaison de la mèche qui intéresse toutes les formes et tous les types.

Le fait d'incliner la mèche, vers l'arrière (disposition traditionnelle) ou vers l'avant (disposition moderne) entraîne une perte sur la composante latérale **y** disponible et l'apparition d'une composante **z** verticale qui, selon qu'on abat ou qu'on loffe, est dirigée vers le haut ou vers le bas :

	Abattée	Lof
Inclinaison vers l'arrière	z ↑ (1)	z ↓ (2)
Inclinaison vers l'avant	z ↓ (3)	z ↑ (4)

Il en résulte que jusqu'à un certain angle de gîte (25° de gîte environ pour un angle de barre et une inclinaison de la mèche de 30°), le safran à mèche inclinée vers l'arrière ou vers l'avant est toujours inférieur au safran à mèche verticale. Au-delà, l'effet de la composante **z** continuera à être défavorable lorsqu'elle sera dirigée vers le bas (CAS 2 ET 3) alors qu'elle sera favorable lorsqu'elle sera dirigée vers le haut (CAS 1 ET 4)*. En clair cela veut dire qu'un safran dont la mèche est inclinée vers l'arrière sera meilleur pour combattre une aulofée, qu'il sera moins bon pour déclencher un virement de bord (effet partiellement compensé par le fait que la force **z** dirigée vers le bas tend à dégager l'étrave du clapot), mais qu'il sera à nouveau meilleur lorsque le bateau aura passé le lit du vent.

Le safran à mèche inclinée vers l'avant sera en revanche moins bon pour combattre une aulofée, meilleur pour déclencher un virement de bord (bien que la force **z** dirigée alors vers le haut tende à faire enfoncer l'étrave) et qu'il sera moins bon lorsque le bateau aura passé le lit du vent.

L'influence de l'inclinaison restant peu importante tant que l'angle est faible, on essaiera avant tout d'assurer au sommet du safran le balayage du fond de la carène. Mais revenons à l'étude des différents types.

* Pour les « matheux » que cela amuserait, la force latérale Ryg est fonction de K (sin S) (cos A) [(cos S) (cos θ) + (sin S) (sin A) (sin θ)].
S = angle de barre, **A** = inclinaison de la mèche, θ = angle de gîte. Attention aux signes de ces trois angles, on prendra **A** positif pour l'inclinaison vers l'arrière et négatif vers l'avant. **K** dépend de la surface, de la vitesse et du rendement du safran.

• **Derrière la quille**, solution que l'on rencontre surtout sur les bateaux de croisière anciens ; le profil pourra aller d'une courbe gracieuse en volute donnant le maximum de largeur à la partie haute du safran, sans liaison avec la forme des fonds (FIGURE **7-20 a**) à une forme trapézoïdale reportant le maximum de largeur à la partie basse, la face supérieure s'intégrant plus ou moins au retour de galbord (FIGURE **7-20 b**). Dans les deux cas, il est certain que des remous importants se développeront au niveau de la liaison safran-carène. Dans le premier, la force développée sera située plus haut, elle aura donc un effet de gîte moins prononcé, ce qui sera favorable.

Cependant, dans le désir de réduire au maximum la surface de la quille, on peut être obligé, pour donner à la barre une position normale, d'incliner considérablement la mèche.

Pour des raisons pratiques (échouage), il est nécessaire que l'extrémité basse du safran reste en retrait de quelques centimètres du talon de quille et il peut même être bon de lui donner une inclinaison négative. Ceci nous le savons n'est guère satisfaisant pour le rendement global du plan de dérive et pour la stabilité de route.

L'ensemble quille-safran incliné fait tourner la carène par la dissymétrie qu'il apporte à la section de la quille et au couple de rotation qui en résulte. De plus, il provoque un recul du centre de pression, favorable lorsque l'on désire abattre mais néfaste lorsque l'on veut loffer. La variation continuelle de ce centre de pression et les modifications des écoulements qui en sont la cause ne sont guère favorables au bon rendement de la quille. Par contre, le fait de maintenir le safran constamment à un angle de quelques degrés sous le vent le fait agir comme un volet de bord de fuite et augmente de façon non négligeable la portance de l'ensemble quille-safran.

Un voilier possédant un safran sur la quille doit donc naviguer normalement au près avec un angle de barre de 3 à 4° au vent.

Le safran se trouve alors dans les mêmes conditions que le volet de bord de fuite que nous avons étudié au CHAPITRE **V-C-3, P. 123**.

On peut déterminer l'efficacité de ce type de configuration en calculant le rapport entre l'angle de barre et l'angle d'incidence provoqué par l'élément perturbateur pour obtenir un certain décalage du centre de pression. Plus ce rapport sera élevé, plus la traînée engendrée par le safran sera grande.

Pour le safran derrière la quille en prenant un décalage de 10 % de la longueur de flottaison, une quille de longueur égale à 0,75 de celle-ci et un safran occupant 20 % de cette quille (FIGURE **7-24 a**) on aura :

$\delta/\lambda_q = (\Delta x_{cp}/L)/ (0{,}83\ l/L - \Delta x_{cp}/L)$

$\Delta x_{cp}/L = 0{,}133$
$l/L = 0{,}2$
d'où $= \delta/\lambda = 4{,}03$
Δx_{cp} = décalage du centre de pression
δ = angle de safran
λ_q = incidence due à la déviation sur la route
l = longueur du safran
L = longueur totale de l'aileron safran compris

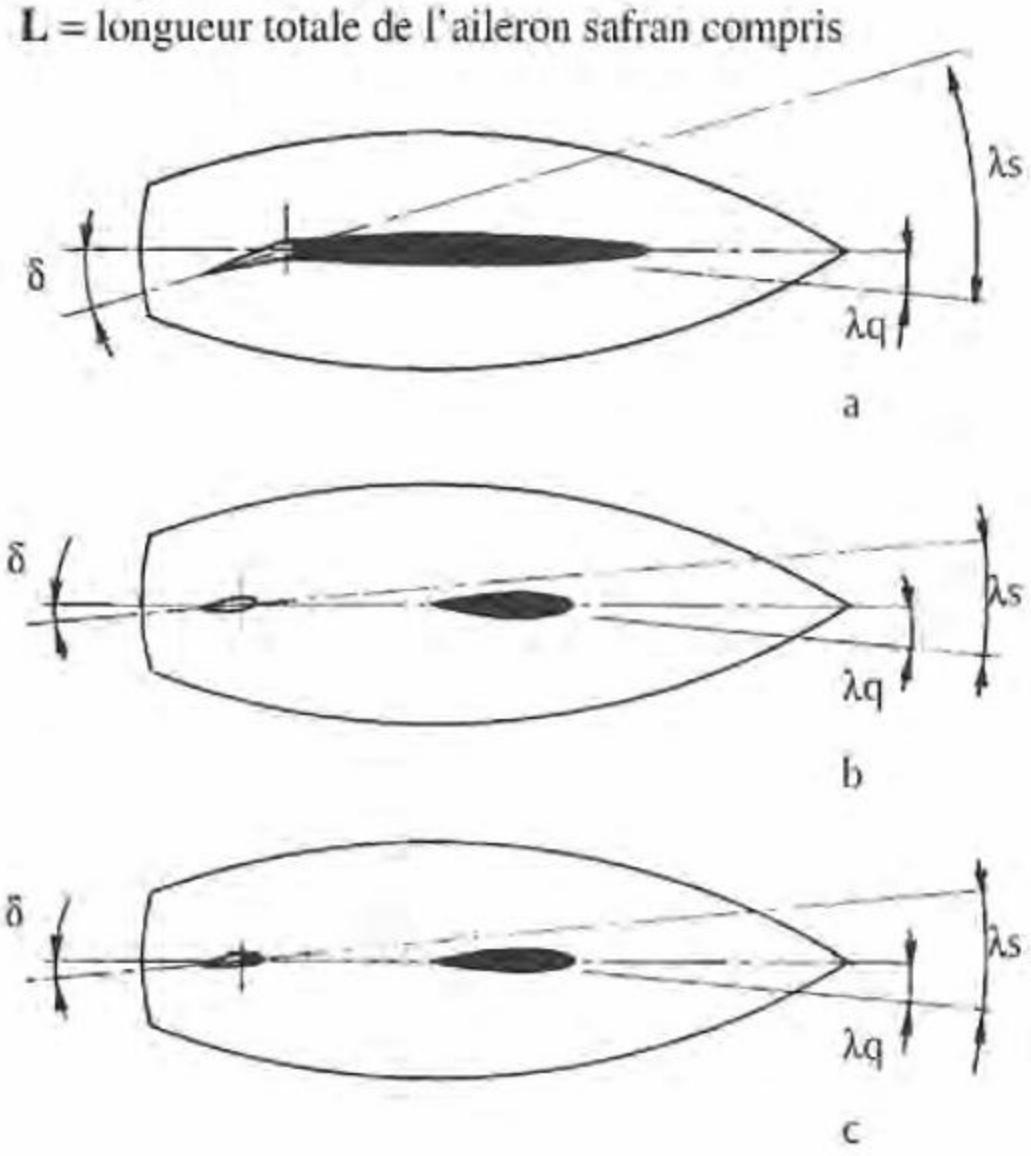


Fig. 7-24 • Définition des trois cas de configuration et des angles d'attaque et de braquage du safran :
a • quille longue avec safran attaché,
b • quille courte et safran compensé séparé,
c • quille courte et safran sur aileron séparé.

L'angle à donner au safran sera dans ce cas égal à quatre fois l'angle dont aura dévié le bateau. A noter qu'il sera d'autant plus grand que la quille est plus courte.

Sur des bateaux munis d'un arrière à tableau, le safran est habituellement monté derrière celui-ci sur une articulation par aiguillots et fémelots (FIGURE **7-20 c**).

Si cette formule possède certains avantages sur le plan mécanique et pratique : absence de jaumière, facilité de contrôle de l'articulation et de dépose du safran, elle a par contre, sur le plan hydrodynamique, l'inconvénient de laisser la partie supérieure du safran à la limite air/eau.

Il en résulte d'une part une perte sur l'allongement fictif du safran, et surtout des risques de ventilation (VOIR CHAPITRE **II-3-E**).

• **Indépendant, suspendu sous la carène.** Avec la recherche de la réduction de la surface mouillée, la diminution de la longueur des quilles rendit rapidement les bateaux à peu près incontrôlables. On en vint donc à détacher le safran de l'aileron de quille afin de le reculer et d'augmenter ainsi le moment de la force qu'il développait.

L'idée n'est certes pas récente et si E.G. van de STADT en fut le grand promoteur dans les années cinquante avec ses *Zeewalk* et *Zeeslang*, il semble difficile de ne pas en partager la paternité entre Charles SIBBICK qui l'appliqua sur ses « one-raters » comme *Kitten* dès 1892 (FIGURE **7-20 d**) et HERRESHOFF qui l'avait utilisée l'année précédente sur *Dilemma*.

A cette époque, le safran était rejeté très en arrière de l'axe de la mèche et il ne peut faire aucun doute que le moment devait être très élevé et l'effort sur la barre très dur.

L'on doit à E.G. van de STADT d'avoir pris le risque de donner au safran une direction beaucoup plus verticale et, en plaçant le centre de pression sensiblement à l'aplomb de l'axe de la mèche, assurant ainsi la compensation des efforts sur l'avant et l'arrière du safran, de réduire considérablement l'effort à exercer sur la barre (FIGURE **7-20 e**).

Le risque, acceptable pour un bateau de course, résidait dans les amarres, lignes de casiers et autres épaves dérivantes qui ne manqueraient pas de venir se prendre sur le bord d'attaque du safran ou, pire encore, dans le jour séparant la partie antérieure du safran et la coque.

En dehors de ces inconvénients pratiques, plus ou moins résolus aujourd'hui sur les voiliers modernes par un retour à une inclinaison plus prononcée, à une quasi-suppression de la surface antérieure et à la présence d'un filet précédant le safran (FIGURE **7-20 f**), le safran suspendu présente certains inconvénients.

En fonctionnement barre libre, et à condition que l'axe soit suffisamment avancé, il s'oriente automatiquement selon la direction du mouvement, sa fonction de stabilisateur est donc nulle et, dans ce cas, il est nécessaire de maintenir la barre en permanence.

L'angle d'incidence à partir duquel les filets d'eau décrochent est relativement faible, de 11 à 14° environ selon le profil. On y remédie (assez peu) en utilisant une section épaisse qui a l'avantage de pouvoir donner à la mèche un diamètre suffisant pour obtenir une résistance mécanique convenable. En revanche la traînée est plus élevée.

Ce type de safran donne généralement une sensation peu agréable à la barre, surtout si la partie antérieure est importante. Le centre de pression peut alors passer en avant de l'axe de la mèche ce qui inverse le sens de la barre.

Pour éviter ce phénomène, on ne placera jamais l'axe à plus de 20 % du bord d'attaque.

On peut déterminer l'efficacité de ce type de safran par le rapport δ/λ_q comme le précédent (FIGURE 7-24 b).

On peut écrire :
$\delta/\lambda_q = (\lambda_s/\lambda_q) - 1$

d'où $\lambda_s/\lambda_q = \{(\mathbf{F_s/F_q}) \times (\mathbf{S_q/S_s}) \times (\mathbf{c_s/c_q})\}$

et $\mathbf{F_s/F_q} = (\Delta \mathbf{x_{cp}/L_{fl}})/ (\mathbf{E/L_{fl}} - \Delta \mathbf{x_{cp}/L_{fl}})$
F étant la force développée par le safran et la quille,
S leur surface,
c leur coefficient,
E l'écart entre leurs centres de pression,
$\mathbf{L_{fl}}$ la longueur de flottaison.

Pour $\mathbf{E/L_{fl}} = 0{,}6$, $\mathbf{S_s/S_q} = 0{,}1$ et des formes de quille et de safran semblables donnant $\mathbf{c_s} = \mathbf{c_q}$
on a $\mathbf{F_s/F_q} = 0.2$
$\lambda_s/\lambda_q = 2$ et $\delta/\lambda_q = 1$.

On constate donc un gain important sur la combinaison précédente. Celui-ci étant d'autant plus élevé que l'écart entre les deux centres est plus grand, on sera tenté d'avancer au maximum l'aileron et de reculer le safran.

Il ne faut pas oublier cependant l'effet déstabilisant du premier, et pour le second on constate souvent, sur les voiliers modernes, qu'en raison de la gîte et de la modification d'assiette qui en résulte, la partie supérieure du safran sort de l'eau ce qui a pour double inconvénient d'en réduire la surface efficace et de faciliter la ventilation (FIGURE 7-25).

• **Indépendant, suspendu au tableau**. Ce type de gouvernail se rencontre essentiellement sur les dériveurs légers.

Les qualités que l'on attend de ce type de gouvernail varient avec la vitesse des écoulements sauf pour la traînée, qui, bien sûr, devra être toujours la plus réduite possible.

Aux faibles vitesses la force développée sera réduite, mais cela est compensé par le fait que le moment de rotation de la coque n'a pas besoin d'être très élevé. Les efforts étant faibles la surface du safran peut être déportée vers l'arrière par rapport à son axe d'articulation (FIGURE 7-20 g). L'assiette du bateau étant souvent sur l'avant et accompagnée d'une certaine gîte, la partie supérieure se trouvera souvent émergée, la profondeur devra donc être importante.

Toutes ces conditions conduisent logiquement à un safran de forme légèrement trapézoïdale avec son maximum de largeur vers le bas, et déporté vers l'arrière. Si une formule de safran coulissant comme l'utilise les Australiens (FIGURE 7-20 h) peut être intéressante pour régler au mieux la surface mouillée, il me semble qu'un safran pivotant avec un axe très haut (FIGURE 7-20 i) soit préférable car il permet, tout en réduisant la surface, de maintenir un moment tournant constant. Cette formule ne peut cependant être valable que par mer plate car le recul du centre de gravité serait nuisible dès l'amorce du moindre mouvement de tangage. Par ailleurs, il n'est pas possible avec cette formule, d'assurer l'équilibre de l'ensemble barre-safran sur l'axe de rotation, condition primordiale pour assurer au barreur la meilleure sensibilité.

Aux grandes vitesses, le déport vers l'arrière devient nuisible en induisant des efforts trop élevés dans la barre. La force développée est de toute façon suffisamment élevée pour qu'il ne soit pas nécessaire d'augmenter le moment tournant en la reculant. De plus les mouvements de tangage demandent que le safran soit aussi avancé que possible pour ne pas sortir de l'eau et pour recentrer au maximum son centre de gravité.

Le bord d'attaque sera donc vertical, le bord de fuite étant incliné vers l'avant pour réduire au maximum la longueur de la section au niveau où le safran perce la surface (FIGURE 7-20 j). Attention cependant, que cette section reste suffisante pour assurer une résistance mécanique convenable et, d'autre part, au fait qu'en descendant le centre de pression on accroît le couple de chavirement. Il me semble donc qu'il serait plus judicieux d'adopter une forme semi-elliptique qui aurait l'avantage de remonter le centre de pression et surtout de réduire la traînée induite (FIGURE 7-20 k).

• **Indépendant, derrière un aileron**. Je pense que le premier bateau sur lequel ce type de gouvernail fut adopté (bien mal) ait été le *Star*. Il mit longtemps à s'imposer sur des bateaux de mer et surtout à prendre sa forme logique.

Ainsi on ne le vit apparaître sur les bateaux de 0. Stephens que vers 1965-1966 sur une variation du one-tonner *Diana*, *Joséphine VII*.

Que de « panneaux de chalut » ou de « portes de grange » a-t-on pu voir qui furent appelés safran sur aileron.

Les résultats en fonctionnement barre-libre sont supérieurs au safran seul du fait de la présence de l'aileron fixe qui conserve à l'ensemble un certain pouvoir stabilisateur.

Les résultats obtenus au bassin sur ce type de gouvernail en fonctionnement actif sont assez contradictoires.

Si l'on en croit des essais effectués par des collaborateurs de E.G. van de STADT à Delft et publiés en 1977 (7) le safran suspendu sous la carène sans aileron serait toujours supérieur, en portance et en traînée au gouvernail avec safran et aileron de même surface totale.

Il est malheureux que cet essai n'ait porté que sur des surfaces de safran égales ou inférieures à 50 % de l'ensemble (la plage intéressante se situe en effet entre 70 et 80 %) et même dans ces conditions les résultats sont contraires à tout ce qui a pu être étudié précédemment dans le domaine des volets de bord de fuite.

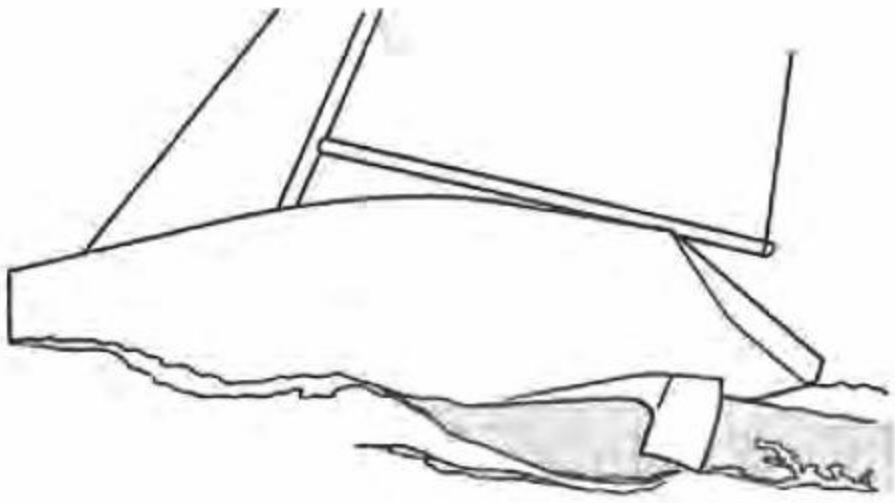


Fig. 7-25 • Cette vue du half-tonner néo-zélandais *Rangiriri* montre à quel point le safran des voiliers modernes devient peu efficace à la gîte.

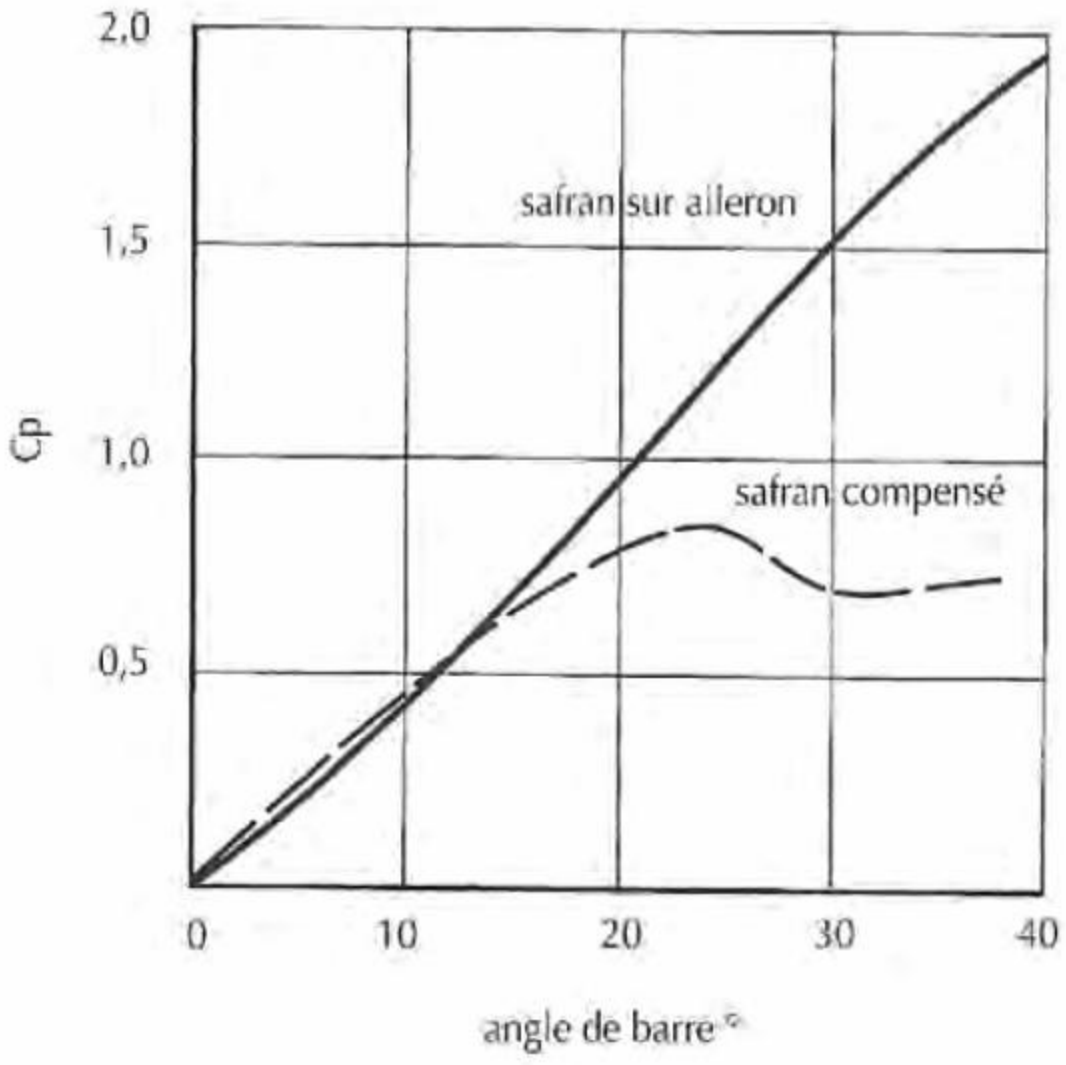


Fig. 7-26 • Coefficient de portance pour un safran sur aileron et un safran compensé.

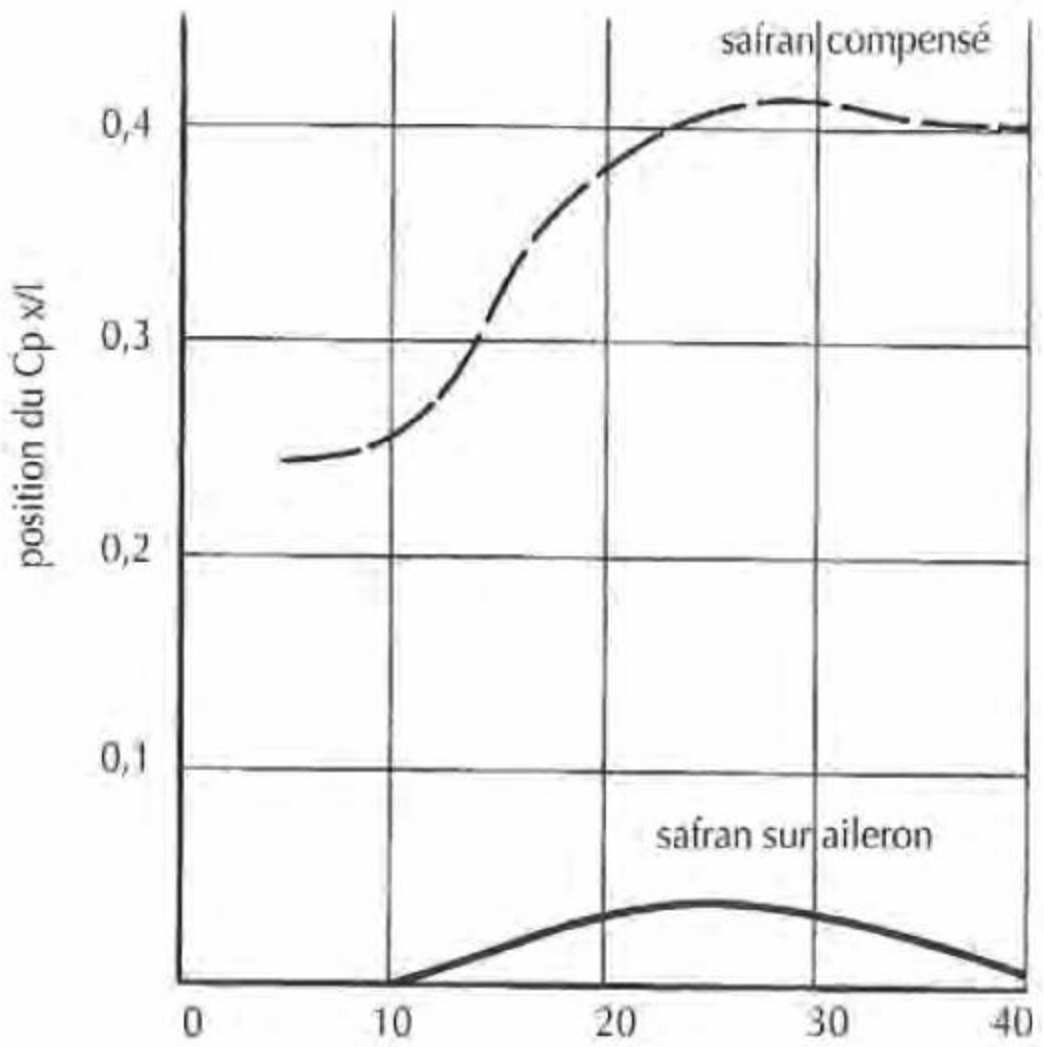


Fig. 7-27 • Variation de la position du centre de pression en fonction de l'angle d'incidence, par rapport au bord d'attaque pour le safran compensé et par rapport à l'axe pour le safran derrière un aileron.

Fig. 7-28 • Sous un faible angle d'incidence négatif, le safran sur aileron développe déjà une certaine poussée alors que pour le même angle de barre et une incidence nulle le safran compensé ne fournit aucune poussée.

Personnellement, je m'en tiendrai aux conclusions d'un rapport du Davidson Laboratory (**8**), peut-être beaucoup plus ancien mais qui est en agrément avec les autres études sur les volets de bord de fuite.

Le graphique de la FIGURE **7-26** fait ressortir parfaitement le comportement des deux types, à savoir pour le safran sans aileron un coefficient de portance limité par un décrochage rapide.

Il est certain que la traînée doit être plus élevée puisque, si l'on se réfère aux mêmes formules que précédemment, on obtient cette fois $\delta/\lambda = 1/\beta\ (\lambda_s/\lambda_q - 1)$ dans laquelle ß est le coefficient d'efficacité de l'ensemble aileron/safran (VOIR FIGURE **5-66**). Pour un safran représentant 75 % de la surface totale et dont toutes les autres caractéristiques sont égales au cas précédent (FIGURE **7-24** C), ß est sensiblement égal à 0,9 donc $\delta/\lambda_s = 1{,}11$ soit une augmentation d'à peine plus de 10 % de l'angle de barre.

Mais si l'on considère l'angle d'incidence de l'ensemble aileron/safran, celui-ci est réduit par rapport au safran seul de 25 % dans l'exemple choisi. La traînée de l'ensemble est alors pratiquement la même (pour des angles voisins de 10°) que celle du safran seul.

Ainsi que nous venons de le voir il est important que la surface de l'aileron reste très modérée.

Un autre facteur nous conduira à rester aux environs de 25 % de la corde totale, c'est le fait que le centre de

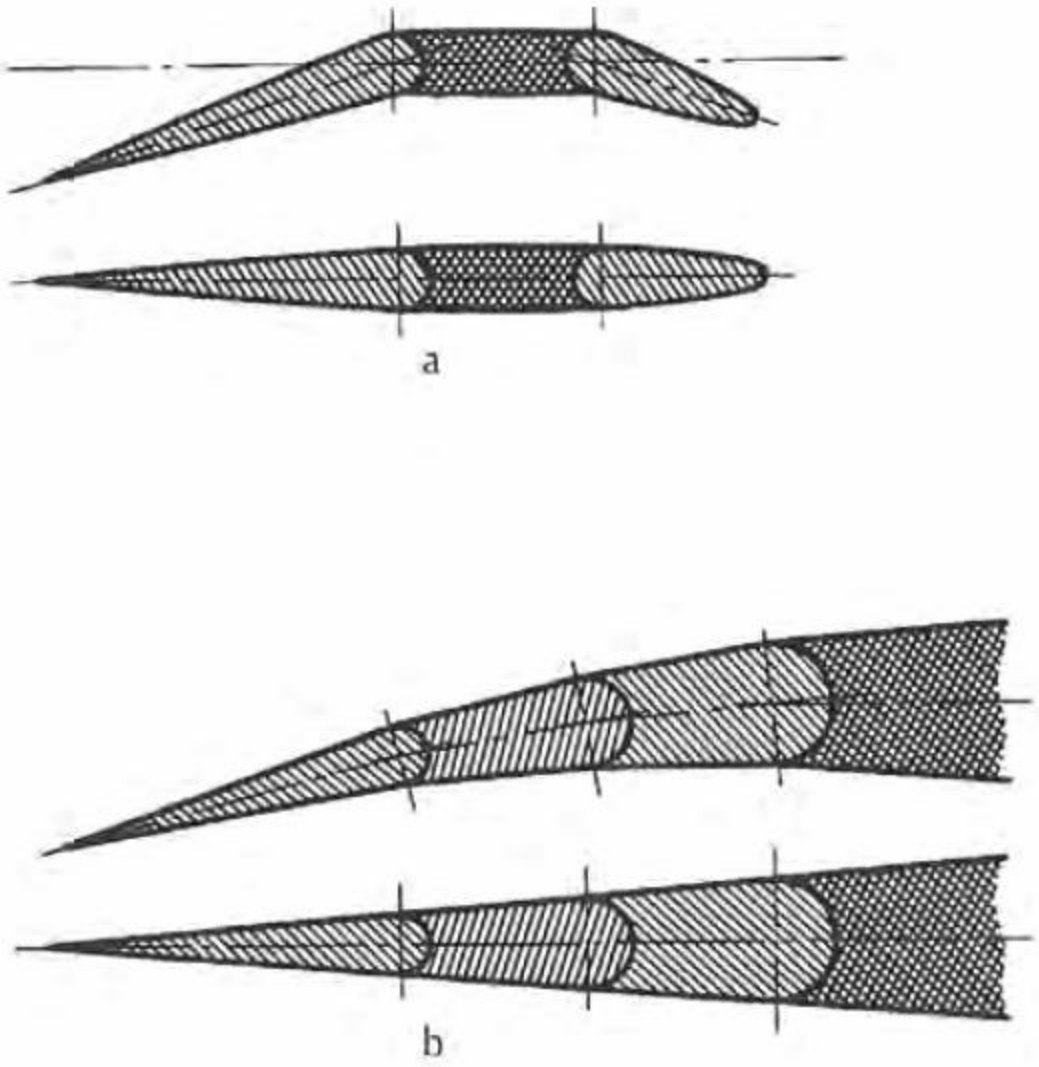


Fig. 7-29 • Deux types de safrans articulés :
a • H.C. HERRESHOFF
b • G. FALCK, pour le 12 m *Southern Cross*

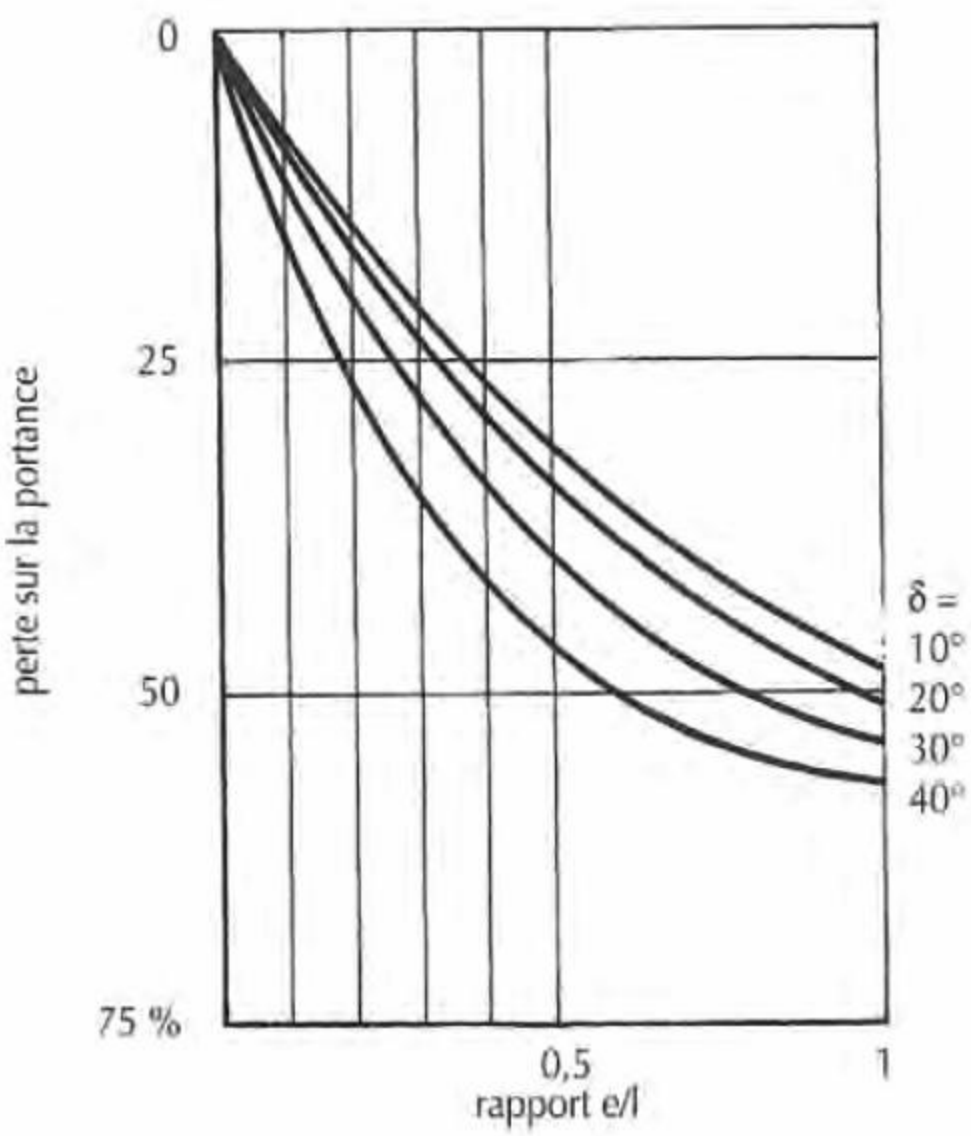


Fig. 7-30 • Perte de poussée d'un safran en fonction du rapport entre le jour qui le sépare de l'aileron et sa longueur d'une part et l'angle de barre d'autre part.

pression se trouve sensiblement à ce niveau (FIGURE 7-27). Il est bien certain que le moment exercé par le safran sur son axe ne sera pas nul mais il sera considérablement réduit puisque les trois quarts de l'effort s'exerceront sur l'aileron, et surtout il restera pratiquement constant jusqu'à un angle de barre élevé. En revanche, l'aileron devra être extrêmement résistant compte tenu des efforts importants qu'il devra supporter.

Le système safran sur aileron semble désavantagé lorsque le gouvernail doit remplir sa fonction de moteur de l'évolution. A ce moment, en effet, l'aileron se trouve placé à une incidence négative (FIGURE 7-28). Mais si l'on assimile l'ensemble aileron-safran à un profil courbe on sait que l'angle d'incidence pour lequel la portance est nulle atteint quelques degrés négatifs.

C'est encore là une nette supériorité de ce type de gouvernail sur le safran seul qui, dans ce cas, sur les premiers degrés de sa course, donnerait au barreur une information inverse. Il est à noter que, là aussi, le fait d'avoir un aileron correspondant à un faible pourcentage de la corde sera favorable.

On a essayé d'améliorer encore le rendement de la combinaison safran-aileron. Halsey C. HERRESHOFF a installé sur plusieurs voiliers un gouvernail articulé comportant trois éléments : une partie centrale fixe précédée et suivie de deux éléments mobiles reliés par un système de biellettes (**FIGURE 7-29 a**).

Le gouvernail n'est pratiquement plus pivotant, c'est simplement la déformation de la section qui crée la portance.

Pour sa part, Georgio FALCK a tenté de concilier les avantages du safran seul et de la combinaison safran-aileron. Le safran qu'il a breveté comprend en effet trois éléments articulés et auxquels un système de biellettes interne donne une angulation progressivement croissante (**FIGURE 7-29 b**).

Ainsi le bord d'attaque ne se trouve jamais à un angle d'incidence négatif et le rendement global est très élevé. Utilisé entre autres en 1974 sur *Southern Cross* pour la Coupe de l'America, il ne semble pas que les résultats aient été très probants. La complexité et la fragilité du système de biellettes et le poids et les frottements de l'ensemble, la présence d'un joint supplémentaire peuvent expliquer, au moins en partie, ce résultat d'une formule intéressante sur le plan théorique.

Un facteur extrêmement important dans le rendement de l'ensemble aileron-safran réside dans la réduction du jeu entre les deux éléments, le graphique de la **FIGURE 7-30 (8)** montre la perte d'efficacité du safran dans ces conditions. La fermeture de la fente par des lèvres doit être considérée comme indispensable sur un voilier de course. Le contour du profil de l'ensemble peut revêtir deux formes fondamen-

tales : elliptique (FIGURE 7-20 l) ou trapézoïdale (FIGURE 7-20 m). Dans les deux cas, il est très important que l'extrémité supérieure du safran rase le fond de la carène au cours de son débattement. Si dans le même temps l'inclinaison de la mèche peut correspondre à celle définie pour les quilles en fonction de leur allongement, (CHAPITRE V-C-2B) on réunira toutes les conditions d'un rendement optimum pour l'ensemble du plan de dérive en tant que tel.

Comme pour les ailerons et dérives, la forme en profil et en section verticale de la partie basse du gouvernail est très importante. Dans le cas d'un profil trapézoïdal on donnera à la base une légère pente descendante vers l'arrière et une section en V afin de tenir compte des angles de tangage et de réduire la résistance induite (FIGURE 7-31 a). Cependant, compte tenu de la composante verticale très importante des écoulements, due aux mouvements de tangage, une forme très évolutive (FIGURE 7-31 b) peut se justifier.

On rencontre parfois des solutions bâtardes dans lesquelles le gouvernail comporte un aileron sur la moitié supérieure, alors que la moitié inférieure est plus ou moins compensée (FIGURE 7-20 n). C'est certainement la disposition la plus mauvaise que l'on puisse imaginer. D'autre part, sur le plan pratique la "cisaille" que constitue l'aileron et la partie compensée est excellente pour coincer tout cordage ou sac de plastique qui se présente sur sa trajectoire, bloquant du même coup la barre.

Cette cisaille est également à l'origine d'importants tourbillons perturbant une grande part de la surface. Enfin lorsqu'une moitié du safran est à l'angle d'incidence correct, l'autre n'y est pas.

Cette solution est adoptée généralement sur des coques en résine armée pour des raisons de facilité de construction.

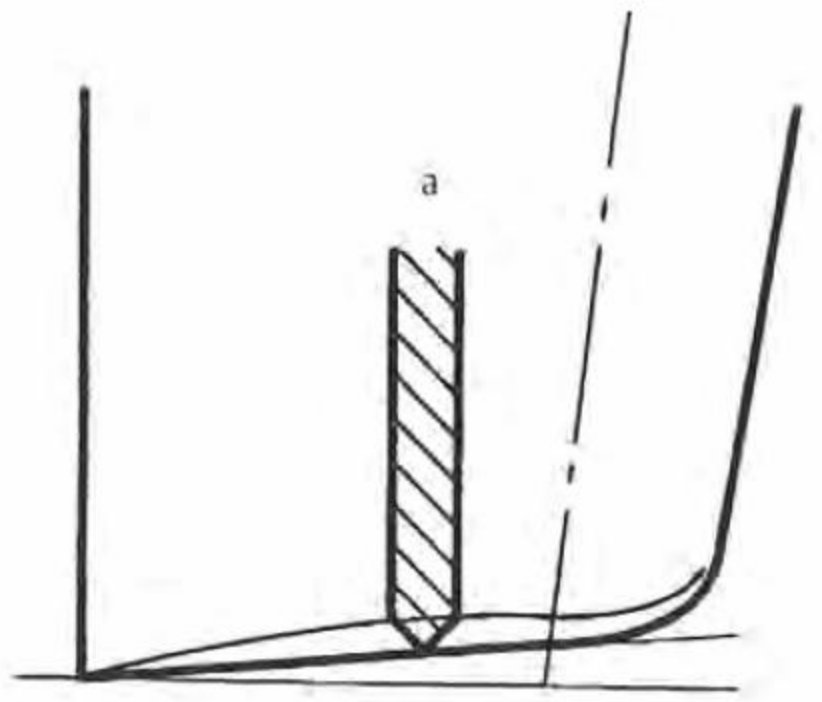


Fig. 7-31 • Formes d'extrémité de gouvernail :
a • base inclinée avec section en V
b • base évolutive avec section en ogive

c ▪ Section du gouvernail

De par sa fonction, développer une portance maximum pour une traînée minimum, le gouvernail n'est pas fondamentalement différent de l'aileron de quille ou de la dérive, si ce n'est dans le fait qu'il est appelé à travailler à des angles d'incidence plus élevés.

Pour cette raison, on sera tenté sur les gouvernails suspendus sans aileron de recourir à des sections épaisses afin de retarder l'angle de décrochement. Ceci ayant également pour avantage de permettre le montage d'une mèche de fort diamètre, nécessaire à la solidité.

Cependant, ce serait une erreur d'aller trop loin dans ce sens car il ne faut pas oublier que la traînée augmente parallèlement, dans les petits angles surtout. Il semble qu'en fait l'épaisseur optimum se situe vers 12 %, ce qui correspond à la section NACA 0012 avec une largeur maxi à 30 % et un rayon de bord d'attaque relativement fort (TABLEAU 5/IV). C'est en effet par celui-ci que le recul de l'angle de décrochement peut être obtenu. Cependant, comme pour les ailerons et dérives, il peut être intéressant d'utiliser un profil évolutif dont l'épaisseur sera plus reculée au sommet qu'à la base.

Ceci est particulièrement vrai pour les safrans suspendus au tableau (safran de dériveur en particulier) dont la section au niveau de la surface doit être lenticulaire pour percer celle-ci avec le minimum de dégâts (VOIR PAGE 145).

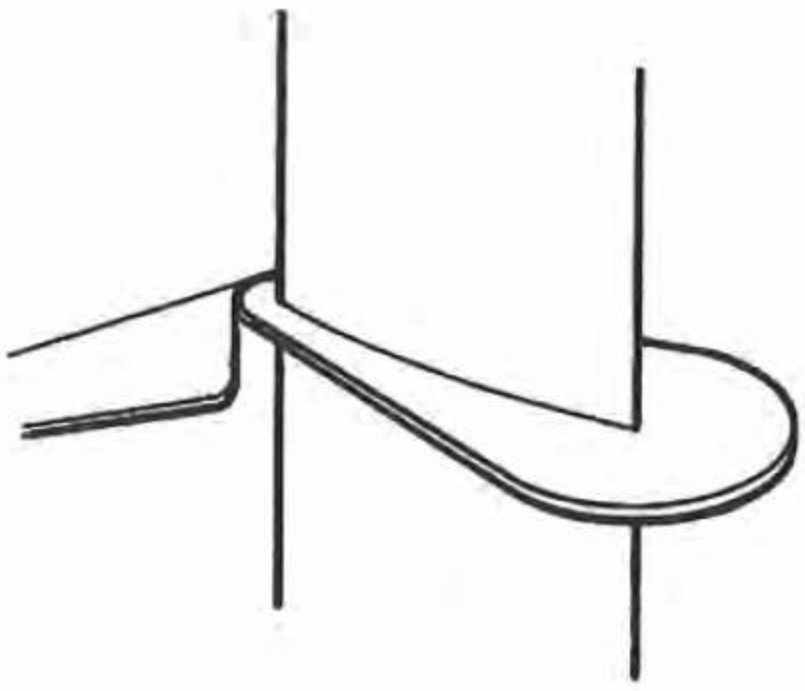


Fig. 7-32 • Plaque d'extrémité sur un safran de dériveur, prolongeant le fond, pour limiter les possibilités de ventilation.

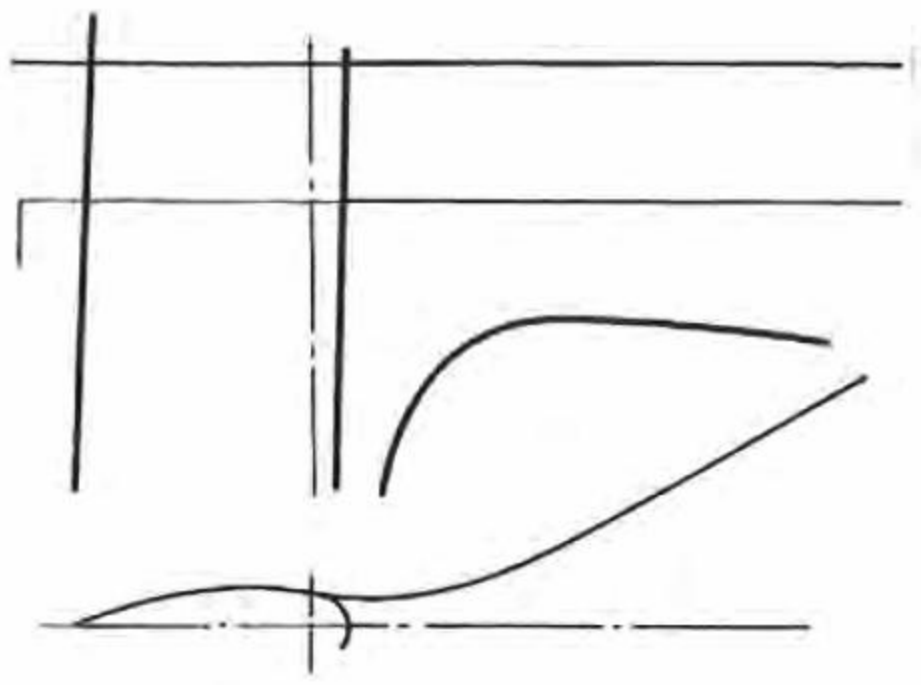


Fig. 7-33 • Entre un bustle et l'aileron du gouvernail, les lignes d'eau doivent être creusées pour favoriser le recollement des filets d'eau et réduire les phénomènes de séparation.

Il semble cependant qu'une bonne solution pour réduire les phénomènes de ventilation et améliorer l'allongement effectif de ces safrans consisterait à les munir d'une plaque d'extrémité située juste dans le prolongement du bordé et raccordée avec celui-ci dans sa partie avant (FIGURE **7-32**).

Pour un gouvernail avec aileron le profil classique pourra évoluer en fonction du rapport corde de l'aileron/corde totale si ce rapport n'est pas constant, ce qui est généralement le cas.

La section pourra cependant être moins épaisse que dans le cas précédent.

Il va de soi que les profils laminaires n'ont aucun intérêt pour les gouvernails, ceux-ci étant toujours situés dans des écoulements plus ou moins turbulents.

La partie supérieure des gouvernails se trouve souvent intégrée aujourd'hui avec les formes arrière de la coque, et en particulier avec les filets prolongeant les bustles (FIGURE **7-33**). Des abus dans ce domaine ont conduit parfois à des épaisseurs de safran considérables, celui-ci se trouvant alors dans une zone de séparation des filets d'eau qui conduisait à son inefficacité totale dans les premiers angles de sa course. On en est revenu à des formes plus normales heureusement mais il n'en reste pas moins que lorsque l'aileron se trouvera rattaché à un filet, on aura intérêt à amincir celui-ci en amont de l'aileron pour favoriser un recollement des filets d'eau sur ce dernier.

d ▪ Les cages d'hélices

Sur les voiliers à safran dans le prolongement de la quille et sur certains safrans sur aileron, la cage d'hélice peut présenter différentes positions.

La plus courante consiste à disposer l'ouverture à cheval sur la quille et le safran (FIGURE **7-34 a**) afin de permettre, lorsque le safran est tourné, de dégager l'hélice de son arbre.

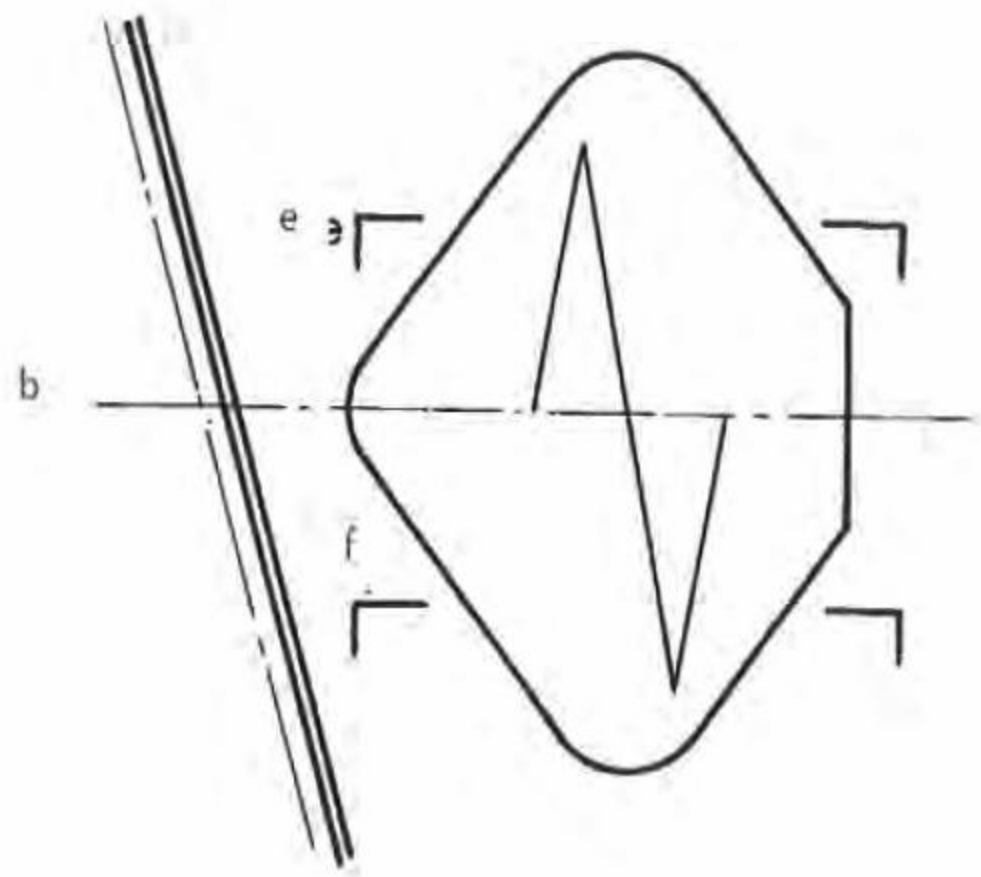
L'ouverture totale peut ainsi être réduite au maximum mais les évolutions au moteur sont un peu moins bonnes, le safran ne pouvant bénéficier que très partiellement de la survitesse dans le jet de l'hélice.

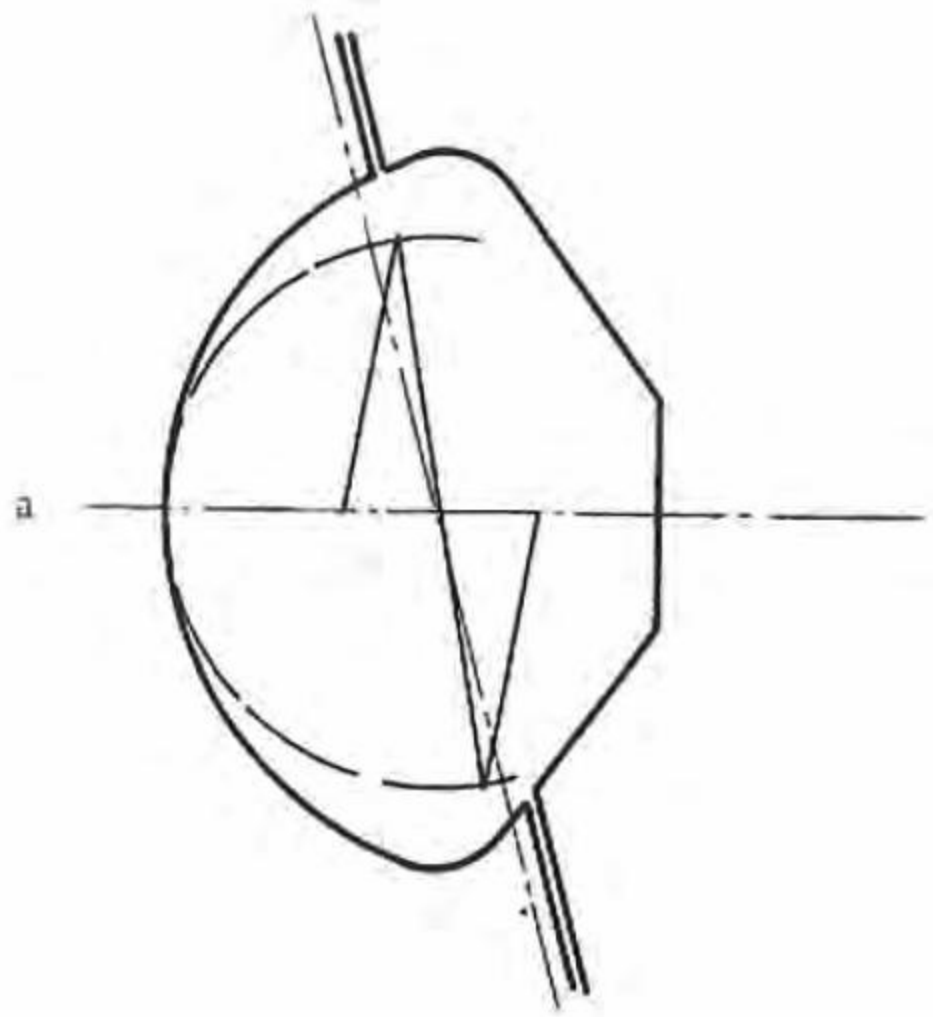
La solution la meilleure consiste à placer l'ouverture à une certaine distance en avant de l'axe de la mèche (FIGURE **7-34 b**). Ainsi le jet de l'hélice intéresse une surface maximum du safran et les évolutions seront aussi bonnes sur chaque bord et dans chaque sens (au couple de l'hélice près).

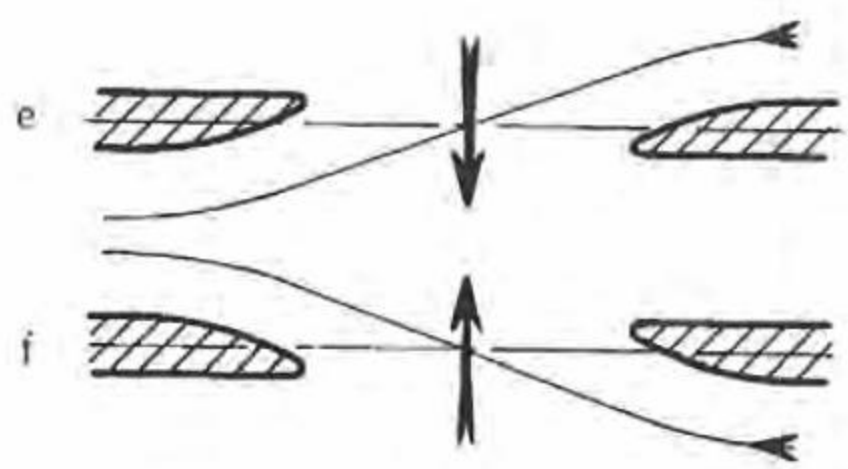
Elle a par contre l'inconvénient de ne pas permettre la sortie de l'arbre d'hélice par l'arrière à moins que l'on ait donné à celui-ci une légère inclinaison latérale qui, de plus, peut compenser le couple de l'hélice.

Pour tenir compte de la rotation du jet de l'hélice, les sections horizontales de l'avant et de l'arrière de la cage d'hélice auront une forme inversée entre les parties situées au-dessus et au-dessous de l'axe (FIGURE **7-34 e** ET **f**). On augmentera ainsi très nettement les rendements de l'hélice comme du safran. ⚓

Fig. 7-34 • Cages d'hélice :
a • la cage à cheval sur l'aileron et le safran permet de démonter facilement l'hélice et son arbre mais réduit considérablement l'efficacité en virage,
b • la cage entièrement intégrée dans l'aileron possède une efficacité en virage très supérieure mais, si l'hélice peut être démontée lorsque la cage est assez grande, l'arbre ne peut être enlevé que de l'intérieur. On améliore considérablement le rendement de l'hélice en donnant aux bords de la cage les sections indiquées ci-dessus en **e** et **f** pour une hélice de pas à droite.







BIBLIOGRAPHIE - CHAPITRE 7 •••

1 • C.A. MARCHAJ :
Sailing theory and practice.
Adlard Coles Ltd.

2 • P.V. MAC KINNON :
The tactical implications of the polar curve of yacht performance.
SUYR n° 20. University of Southampton.

3 • CLAUDE BRESSAU :
Revue de la navigation.
N° 75 et 76, juillet et octobre 1971.

4 • J.E. KERVIN, B.W. OPPENHEIM, J.H. MAYS :
A procedure for sailing performance analyses based on full scale log entries and towing tank data.
MIT Report n° 74-17.

5 • J. GERRITSMA, G. MOEYES, J.E. KERVIN :
Determination of sail forces based on full scale measurements and model tests.
4ème Symposium yacht architecture.
HISWA 75. Interdijk B.V.

6 • Engineer Rear-Admiral Alfred TURNER (ret.) :
A law of hydrostatics and its influence on the shapes of sailing yachts.
Transactions of the Institution of Naval Architects — Vol. LXXIX — 1937.

7 • C.W. Van TONGEREN and H.R.F. HÖRNER :
Developments in the design of sailing yachts.
5ème Symposium of yacht architecture.
HISWA 77. Interdijk B.V.

8 • Karl D. LARSEN :
Review of previously published rudder studies.
Davidson Laboratory T.M. n° 79. July 1946.
Stevens Institute of Technology.

8

MOUVEMENTS DU BATEAU DANS LES VAGUES

1 DÉFINITION DES MOUVEMENTS D'UNE COQUE

LES MOUVEMENTS d'une coque de bateau se définissent par des translations et des rotations selon et autour des trois axes de référence (FIGURE **8-1**) :

- axe longitudinal **x :** cavalement et roulis,
- axe transversal **y :** embardée et tangage,
- axe vertical **z :** pilonnement et lacet.

Il est possible également de situer ces mouvements selon les trois plans de référence (FIGURE **8-2**) :

- plan vertical longitudinal **xz :** mouvement combiné de cavalement et de pilonnement, et tangage,
- plan vertical transversal **yz :** mouvement combiné d'embardée et de pilonnement, et roulis,
- plan horizontal **xy :** mouvement combiné de cavalement et d'embardée, et lacet.

Il est bien évident qu'il est extrêmement rare que la coque se trouve dans un seul de ces trois cas, la direction moyenne de propagation des vagues correspondant rarement à celle du voilier (le seul cas généralement rencontré étant celui du vent et de la mer de l'arrière) ou à une résultante perpendiculaire à sa route.

D'autre part, il est tout aussi rare de se trouver en présence d'une houle pure, alors que le plus souvent les vagues sont formées par la superposition de plusieurs systèmes de houles de direction et de caractéristiques différentes (VOIR CHAPITRE I).

Les systèmes de référence définis ci-dessus n'ont donc pour raison d'être que de faciliter l'analyse des mouvements selon des axes ou des plans caractéristiques de la coque.

Cette coque est soumise à deux types de mouvements :

- un mouvement circulaire situé sensiblement dans un plan correspondant à celui de la direction moyenne des vagues, avec une certaine excursion autour de cette direction moyenne. Ce mouvement va donc combiner les trois translations : cavalement, embardée et pilonnement,
- un mouvement d'oscillations complexes combinant les trois rotations, tangage, roulis et lacet.

Si l'on se souvient de la théorie de la houle (CHAPITRE I) on comprendra aisément que le mouvement circulaire est directement lié au mouvement orbital de l'eau dans la vague tandis que les oscillations sont dues à la pente de la vague et à l'élévation locale du niveau qui en résulte.

Il devient dès lors plus facile de comprendre, d'analyser et de définir une théorie de ces mouvements.

Pour cela on considérera la coque comme constituée d'un ensemble de petites cellules verticales juxtaposées (FIGURE **8-3**), que l'on pourrait comparer à des bouées de corps-mort par exemple, et c'est par le comportement d'une de celles-ci que nous allons débuter car elle va nous permettre de comprendre tout d'abord le mouvement d'oscillation, puis le mouvement circulaire.

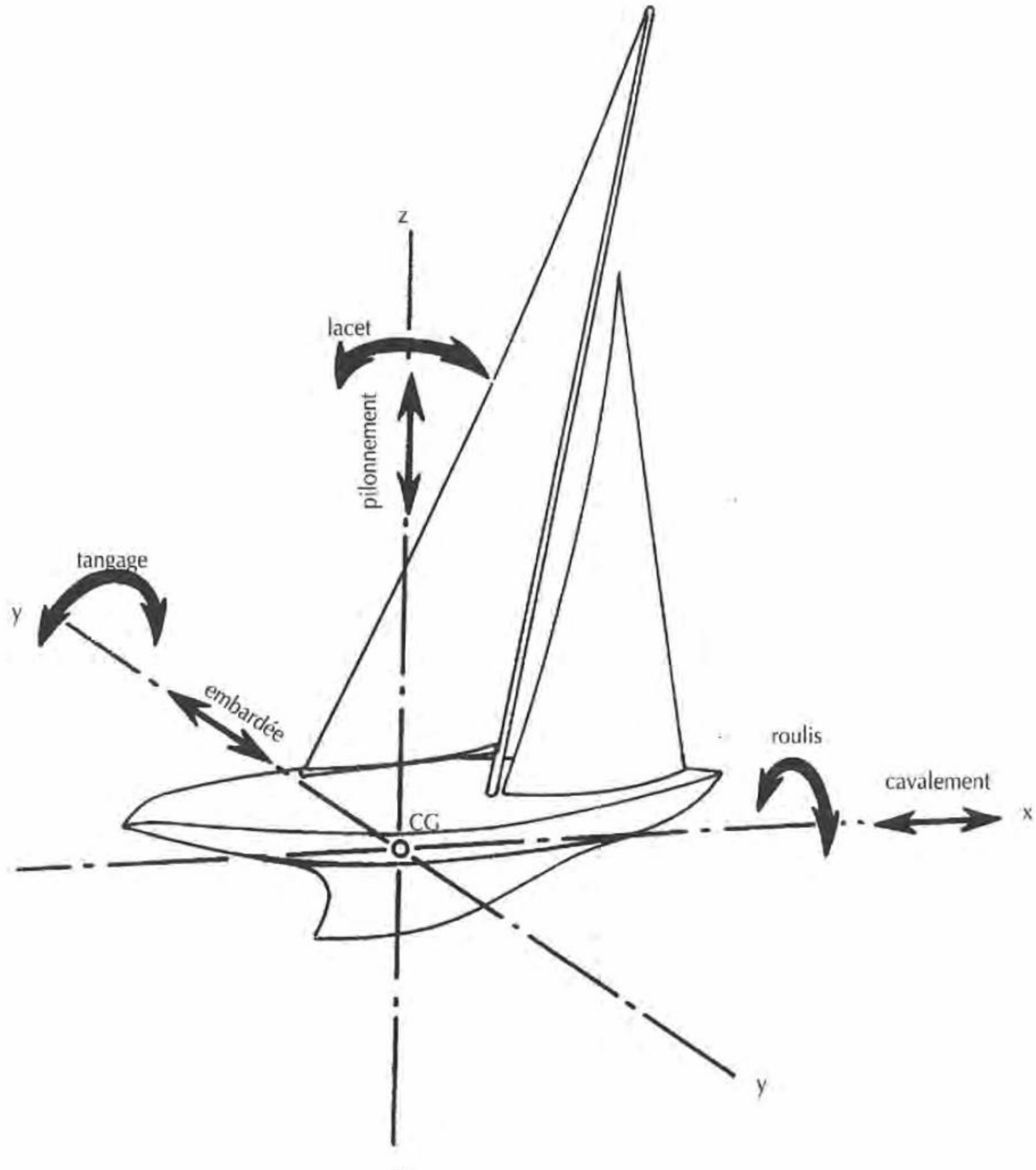


Fig. 8-1 • Définition des mouvements du voilier selon ses trois axes de référence.

2 MOUVEMENTS D'UNE BOUÉE

a ▪ En eau plate

Notre bouée, que nous supposerons cylindrique par simplification, est dotée d'une masse et d'un certain volume.

Si nous exerçons une force verticale instantanée sur la bouée, celle-ci va s'enfoncer. Ce faisant, son immersion va augmenter et entraîner la création d'une force hydrostatique supplémentaire qui va s'opposer au déplacement de la bouée.

La première force sera la force excitatrice, qui fournira à la bouée une énergie cinétique, cette énergie étant absorbée par le travail résistant de la force hydrostatique qui, à son tour, va restituer à la bouée l'énergie nécessaire pour effectuer sa remontée (FIGURE **8-4**).

Si nous enregistrons les déplacements, de la bouée (FIGURE **8-5**) nous obtenons une sinusoïde dont la période est

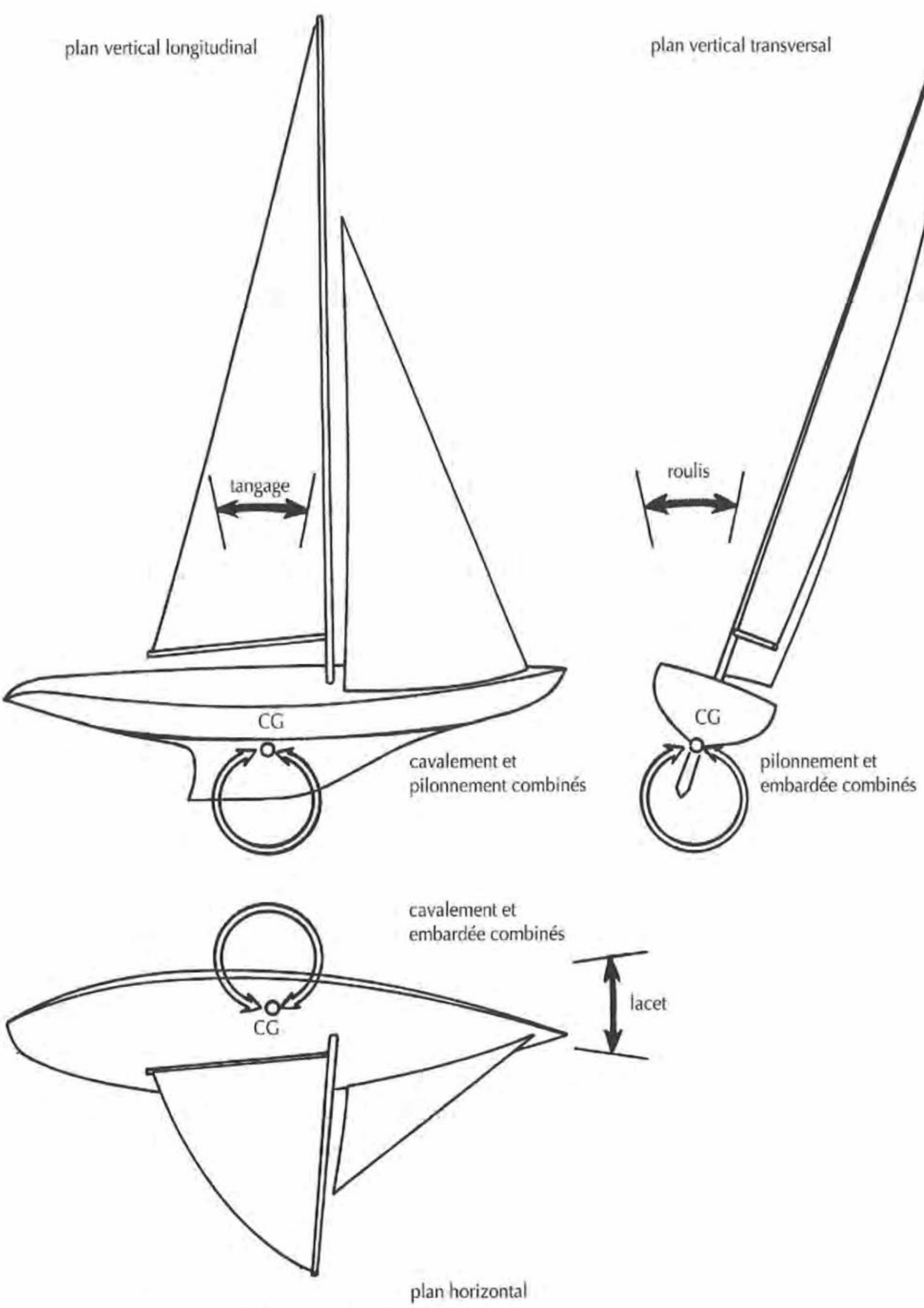


Fig. 8-2 • Définition des mouvements du voilier selon ses trois plans de référence.

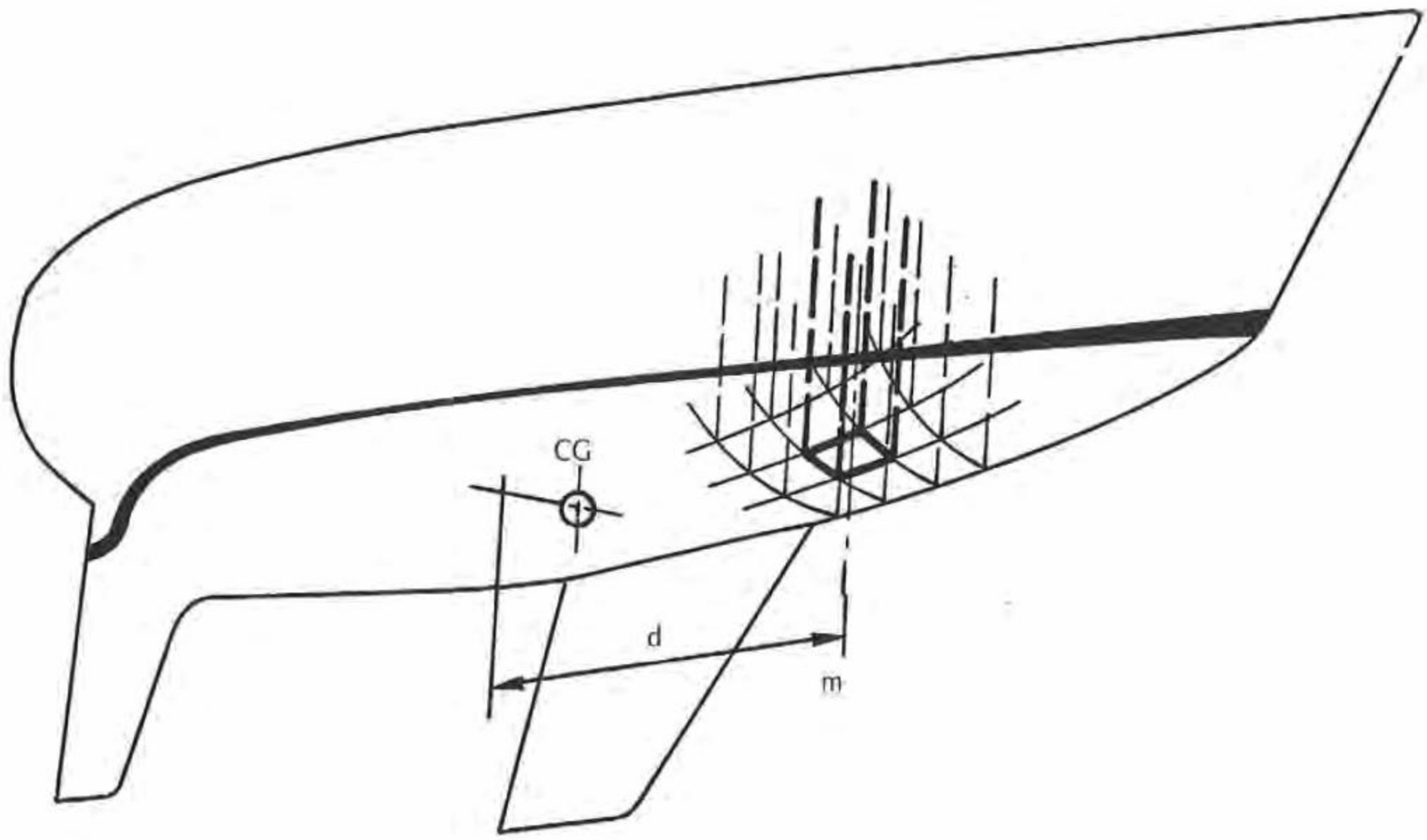


Fig. 8-3 • Le voilier peut être considéré comme la somme d'une infinité de petites cellules de masse **m** situées à une distance **d** du centre de gravité global.

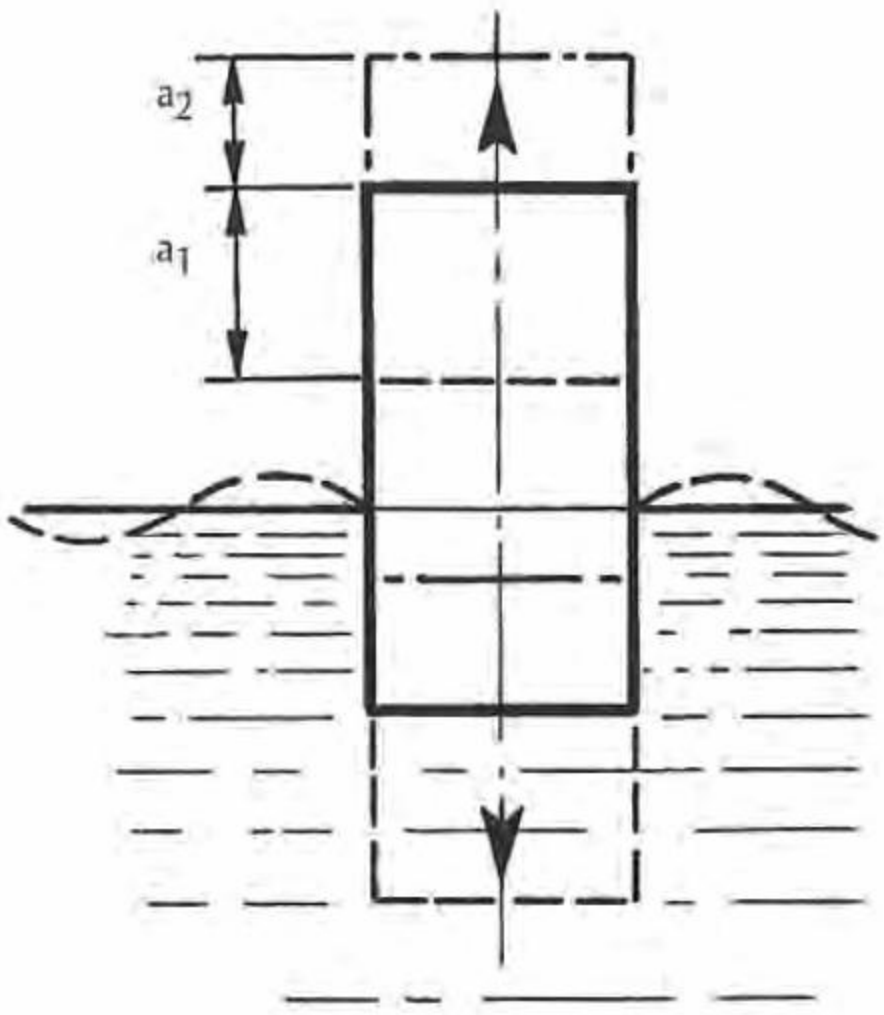


Fig. 8-4 • Mouvement de pilonnement d'une bouée provoqué par une force extérieure.

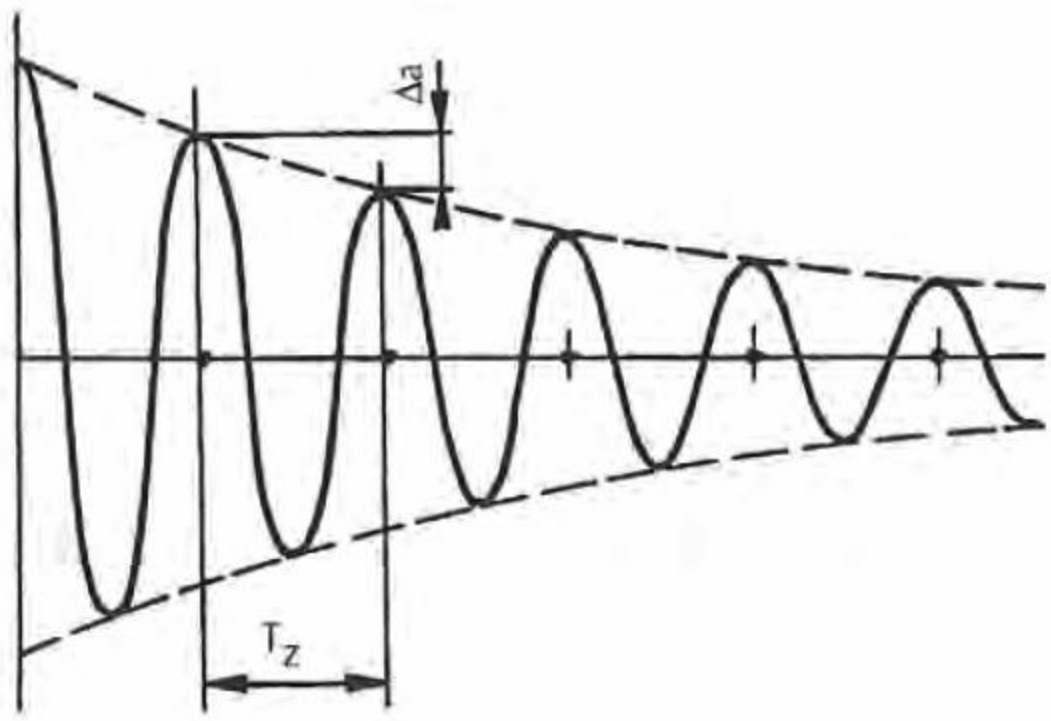


Fig. 8-5 • Enregistrement des mouvements de la bouée. L'amortissement linéaire de ce mouvement se traduit par la diminution Δ_a de l'amplitude à chaque cycle de période constante T_z.

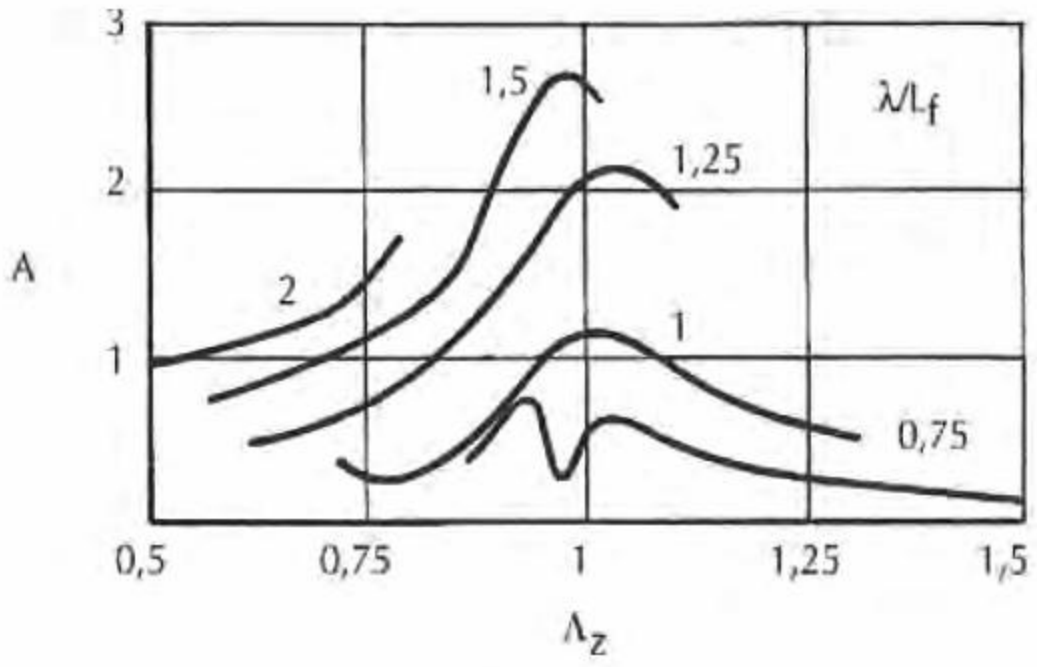


Fig. 8-6 • Variation de l'amplitude du pilonnement en fonction du rapport Λ_Z entre la période propre de la coque et la période de rencontre des vagues, et pour différents rapports entre la longueur des vagues et celle de la carène.

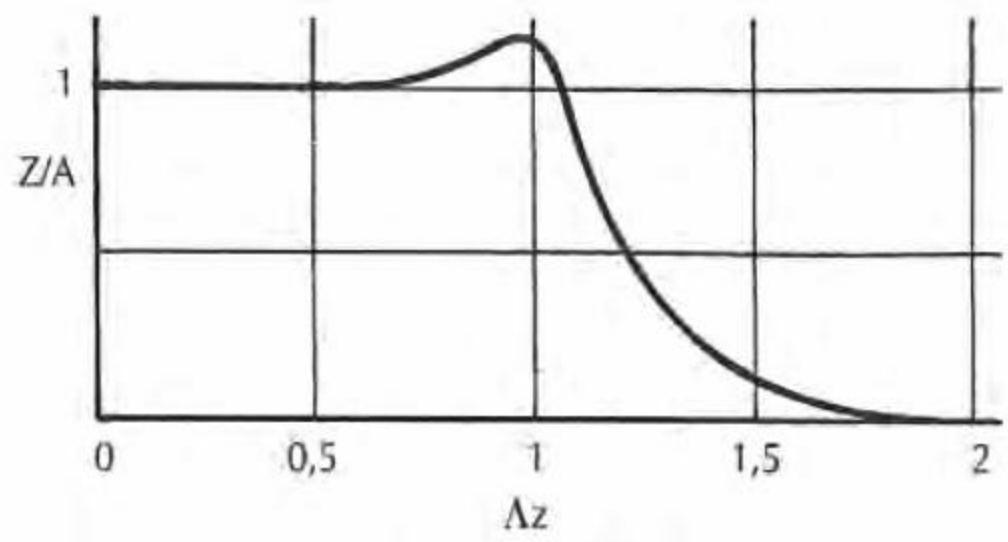


Fig. 8-7 • Courbe du rapport entre l'amplitude totale du pilonnement et la hauteur de la vague en fonction de Λ_Z.

constante mais dont l'amplitude se réduit progressivement. Il y a donc amortissement du mouvement, amortissement dû, d'une part aux frottements entre l'eau et la bouée, et d'autre part à la formation d'un système de vagues provoqué par la variation du volume d'eau déplacé, ces causes absorbant progressivement l'énergie communiquée au départ.

Dans le cas d'un corps se déplaçant dans l'eau, il est évident qu'il va entraîner avec lui une certaine masse d'eau environnante et la masse totale en mouvement à considérer, ou masse virtuelle, sera égale à la masse propre du corps plus une *masse additionnelle.*

Cette masse additionnelle est très importante dans l'étude des mouvements des coques et dépend des formes de celles-ci dans la direction du mouvement.

A titre indicatif, elle est égale à **M**/2 pour une sphère ou un cylindre vertical, et à **M** pour un cylindre horizontal. Pour une carène de voilier elle peut atteindre près de 2 **M** dans le cas du roulis.

Le mouvement que nous avons communiqué a la bouée est un simple pilonnement et sa période (pour des amplitudes faibles) $\mathbf{T_Z} = 2\pi \sqrt{(\mathbf{M}\ (1 + \mathbf{X_Z}))/\mathbf{c}}$
où **M** est la masse de la bouée,
$\mathbf{X_Z}$, le coefficient de la masse additionnelle en pilonnement,
c, la force hydrostatique résistante = $\rho \times \mathbf{g} \times \mathbf{S}$ (ρ étant la masse spécifique de l'eau, **g** l'accélération de la pesanteur et **S** la section de la bouée).

On appelle $\mathbf{T_Z}$ la période propre de pilonnement de la bouée, elle est, comme nous l'avons vu, caractéristique de sa masse et de ses formes.

Pour un voilier classique elle est de l'ordre de 2 à 2,5 secondes. Beaucoup moins pour un dériveur léger. Supposons maintenant que nous répétions à ces intervalles réguliers de période $\mathbf{T_e}$ la force qui excite le mouvement de la bouée.

Nous constaterons que l'amplitude des mouvements de celle-ci va atteindre un maximum lorsque le rapport $\Lambda_Z = \mathbf{T_Z}/\mathbf{T_e}$ sera voisin de 1, c'est ce que l'on appelle le phénomène de résonance (FIGURE **8-6**), la valeur de Λ_Z pour laquelle cette résonance apparaît dépendant des caractéristiques de l'amortissement.

b ▪ Dans les vagues

Un bateau vient à passer provoquant un train de vagues régulières qui va atteindre notre bouée.

Il ne sera plus nécessaire d'exciter artificiellement son mouvement, ce sont les vagues qui vont s'en charger. L'inertie due à la masse de la bouée va en effet la faire réagir, avec un certain retard, à l'élévation du niveau de l'eau autour d'elle, provoquant la création d'une force hydrostatique qui viendra exciter son mouvement.

Cependant, ce mouvement ne sera plus seulement vertical car le mouvement orbital des molécules d'eau va entraîner la bouée dans un mouvement semblable, mais en retard par rapport à celui de la vague (déphasé), et dont l'amplitude verticale sera fonction du rapport Λ_Z entre la période propre de pilonnement de la bouée $\mathbf{T_Z}$ et celle des vagues $\mathbf{T_e}$, tandis que l'amplitude horizontale sera simplement très proche ou égale au diamètre de l'orbite des molécules d'eau, c'est-à-dire à la hauteur de la vague.

Pour le pilonnement, la FIGURE **8-7** donne un exemple du rapport de l'amplitude totale du mouvement **Z** par rapport à la hauteur de la vague **A** en fonction de Λ_Z.

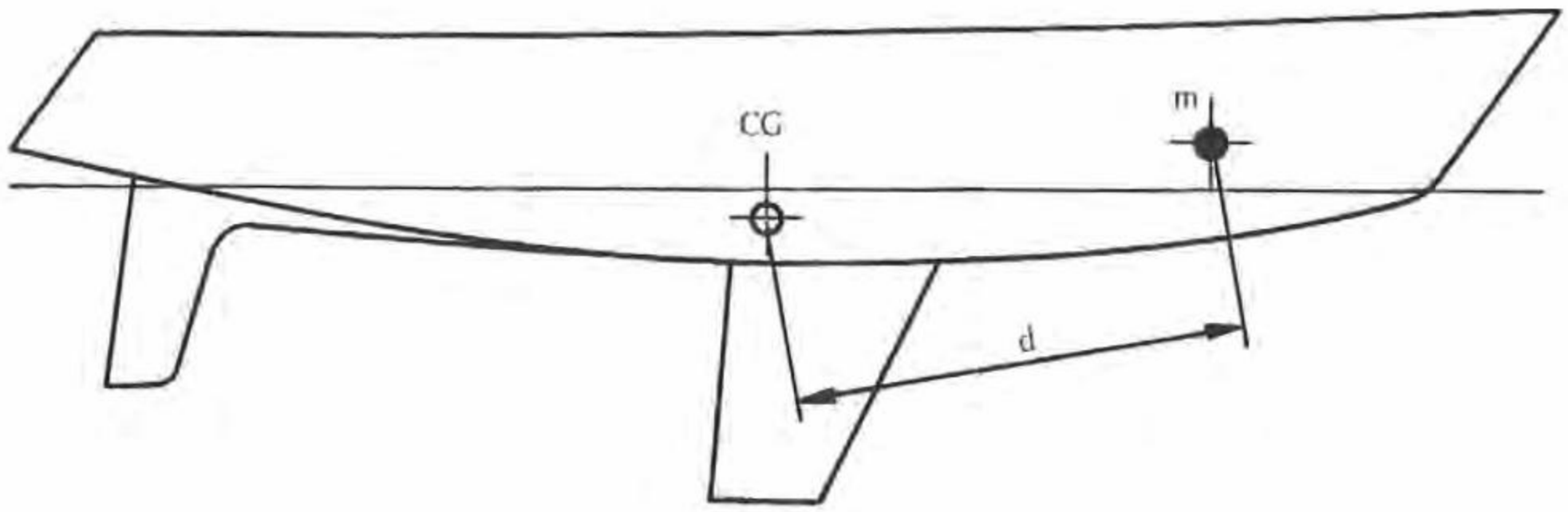


Fig. 8-8 • Le moment d'inertie par rapport à l 'axe passant par le centre de gravité d'une masse **m** située à une distance **d** de celui-ci est égal au produit de la masse par le carré de la distance.

Il peut être amusant de comparer le cas de la bouée à deux cas extrêmes, celui du fil d'un pêcheur à la ligne (sans bouchon) et celui d'une feuille de papier posée sur l'eau.

Le premier n'a qu'une section extrêmement faible, la force excitatrice reste donc pratiquement nulle et le fil immobile.

La seconde par contre, dont la masse est pourtant tout aussi faible que celle du fil, a son volume réparti sur toute sa surface, elle suit donc exactement le mouvement des particules d'eau en surface.

3 LE TANGAGE

Fixons maintenant deux bouées semblables aux extrémités d'un tasseau. En eau plate, si nous les excitons selon un mouvement vertical, elles réagiront ensemble exactement comme chacune l'aurait fait séparément.

Il n'en sera plus de même par contre lorsque les deux bouées se trouveront en présence des vagues.

En effet, ce ne sera plus alors l'inertie de leur simple masse qui retardera leur mise en mouvement mais le moment d'inertie de cette masse par rapport au centre de gravité de l'ensemble. Lequel moment d'inertie est égal au produit de la masse par le carré de sa distance au centre de gravité global : $\mathbf{I_G = m \times d^2}$ (FIGURE 8-8)*.

Si, comme nous l'avons défini au début, nous considérons que la coque du voilier est constituée d'une multitude de petites bouées de masse **m** situées à des distances **d** du centre de gravité global, nous aurons :

$\mathbf{I_G = \Sigma m \times d^2 = M k_y^2 = \Delta/g\ k_y^2}$

$\mathbf{k_y}$ étant appelé le rayon de giration longitudinal de la masse **M** du voilier.

* Le moment d'inertie de la bouée elle-même étant estimé insignifiant.

Dans le cas du tangage $\mathbf{I_G}$ devient $\mathbf{I_y}$, l'axe **y** passant par le centre de gravité et la valeur de $\mathbf{k_y}$ est voisine de 25 % de la longueur totale de la coque.

La période propre de tangage, pour des amplitudes faibles, deviendra :

$\mathbf{T_{\theta y} = 2\pi \sqrt{I_y\ (1 + X_{\theta y})/\ C_m}}$

où $\mathbf{I_y}$ est le moment d'inertie de la masse du voilier par rapport à l'axe **y**,

$\mathbf{X_{\theta y}}$, le coefficient du moment d'inertie de la masse additionnelle,

$\mathbf{C_m}$, le moment hydrostatique résistant = $\Delta\ (\mathbf{r_y - a})$, produit du déplacement par la hauteur métacentrique longitudinale.

On peut également écrire que :

$\mathbf{T_{\theta y} = 2\pi\ k_{\theta y}\ \sqrt{(1 + X_{\theta y})/(g\ (r_y - a)}}$

puisque $\mathbf{k_{\theta y} = \sqrt{I_y/M}}$

$\mathbf{k_{\theta y}}$ est le rayon de giration de **M** autour de **y**.

La période propre de tangage est, pour un voilier classique, généralement un peu supérieure à celle de pilonnement et se situe autour de 2,5 s pour descendre aux environs de 1,5 s pour un dériveur léger.

Le coefficient de moment d'inertie de la masse additionnelle est moins élevé que celui de la masse seule.

On a ainsi trouvé pour un half-tonner (1) une valeur de 0,69 contre 1,85 pour la masse seule.

Lorsque le voilier est animé d'une certaine vitesse, la période de rencontre avec les vagues sera une combinaison de leurs vitesses : $\mathbf{T_e} = \lambda \cos \mu / (\mathbf{V + C})$ où $\lambda \cos \mu$ représente la longueur effective de la houle lorsqu'elle n'est pas directement dans la direction du voilier. Pour 0 et 180° cos $\mu = 1$, λ eff. est égal à λ et pour 90° et 270° cos $\mu = 0$, λ eff. est égal à ∞, il n'y a plus tangage mais uniquement roulis.

De même que pour le pilonnement, c'est au voisinage de $\Lambda_{\theta y} = 1$ que l'amplitude du mouvement de tangage est la plus importante, comme le montre la FIGURE 8-9.

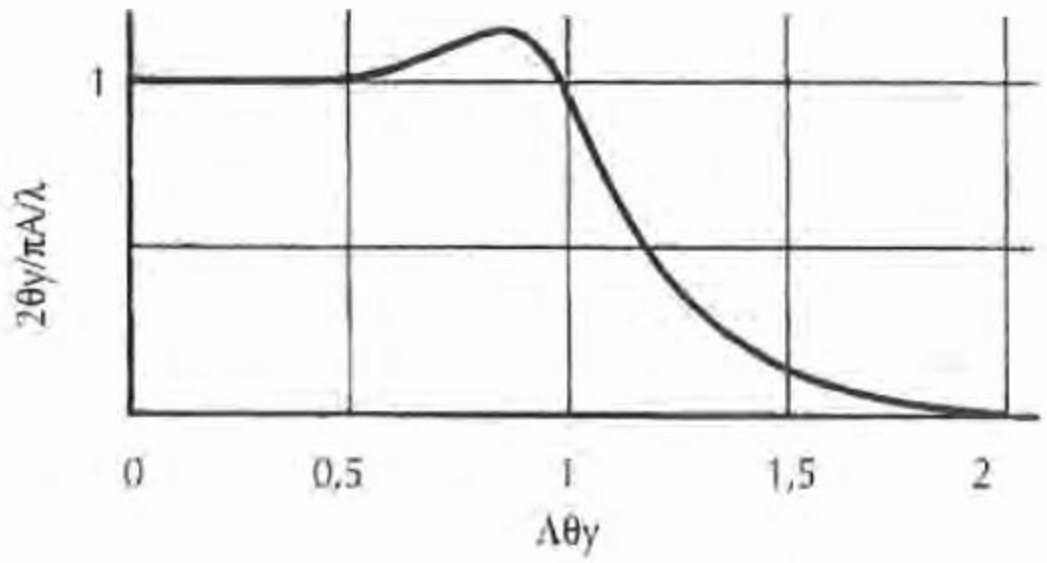


Fig. 8-9 • Courbe du rapport entre l'amplitude totale du tangage et la pente de la vague en fonction de $\Lambda_{\theta y}$.

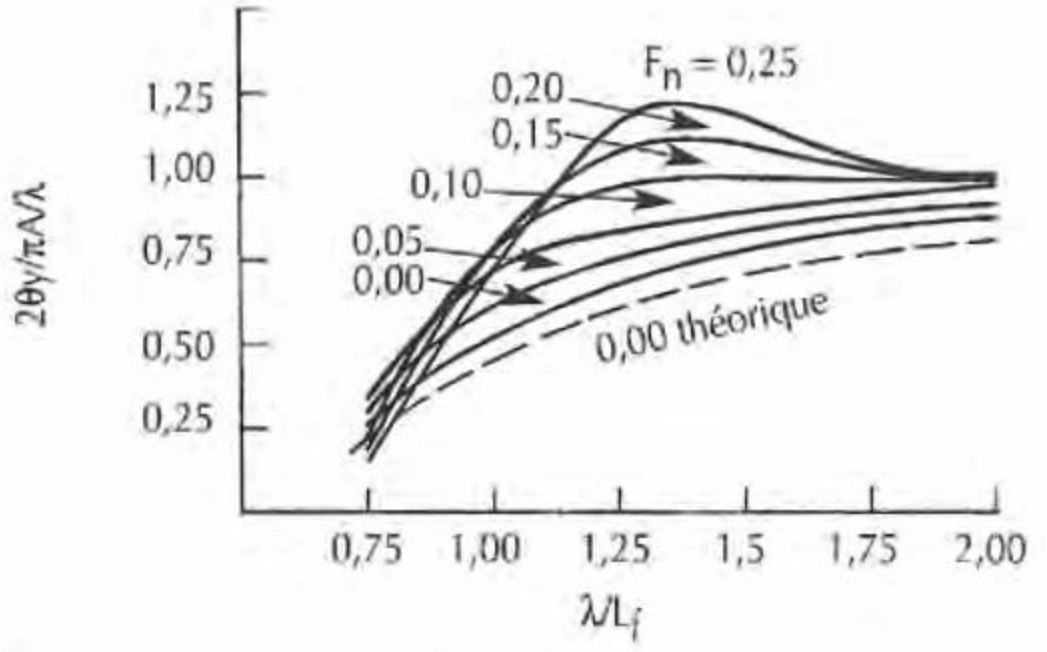


Fig. 8-10 • Courbes du rapport entre l'amplitude totale du tangage et la pente de la vague en fonction du rapport longueur de vague/longueur de carène, pour différents nombres de FROUDE. On remarquera que pour des petites vagues la vitesse réduit le tangage alors qu'elle l'amplifie au fur et à mesure que les vagues augmentent.

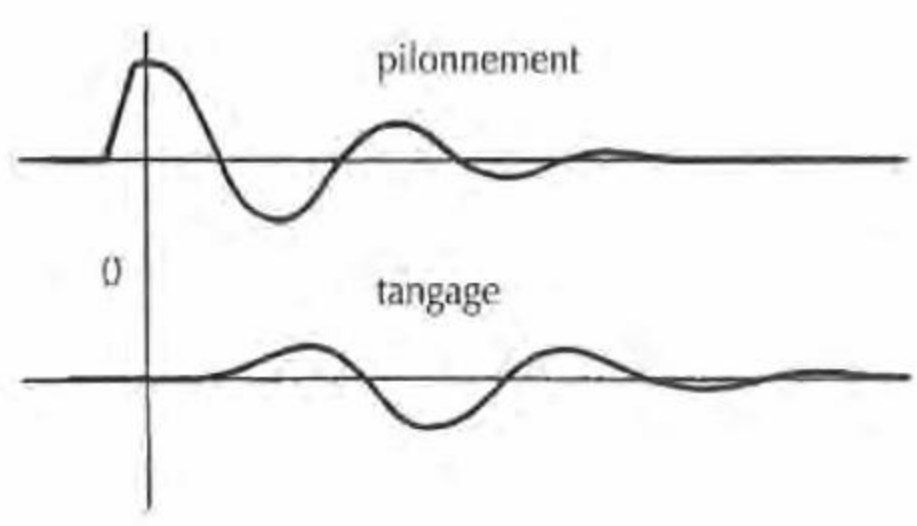


Fig. 8-11 • Sur une coque de formes dissymétriques comme celle d'un 470, un mouvement de pilonnement engendre un mouvement associé de tangage en raison du décalage longitudinal des centres de gravité de la masse du bateau et de son plan de flottaison.

Mais Λ n'est pas le seul paramètre influant sur l'amplitude, le rapport entre la longueur des vagues, et la longueur à la flottaison L_{fl} a également une très grande importance (FIGURE **8-10**) ainsi que la vitesse.

On remarquera en particulier que l'amplitude des mouvements ne devient sensible qu'à partir d'un rapport de 0,75.

Jusqu'à présent, à quelques exceptions près (**1**) (**2**), les études ayant conduit à l'élaboration des théories des mouvements dans les vagues ont été effectuées pour des coques de navires et non de bateaux de plaisance. Les coques de navires ayant généralement des parois presque verticales, et les extrémités, où les formes évoluent, ne représentant qu'une très faible proportion du volume total de la coque, les forces et moments excitateurs de même que les amortissements varient de façon pratiquement linéaire.

Il en va malheureusement tout autrement pour une coque de voilier dont les formes présentent généralement des évasements très prononcés tant latéralement que longitudinalement (élancements).

Ainsi des mesures effectuées sur un 470 en eau calme (**2**) montrent deux phénomènes très intéressants.

D'une part, le décalage existant entre les centres de gravité de la masse du bateau et de son plan de flottaison provoque l'apparition de mouvements combinés de pilonnement et de tangage alors qu'un seul de ces mouvements est provoqué (FIGURE **8-11**).

On peut immédiatement en déduire qu'il semble très favorable d'aligner ces centres sur une même verticale en position statique.

D'autre part, les différences importantes des volumes avant et arrière entraînant des mouvements longitudinaux dissymétriques du centre de gravité du plan de flottaison, modifient de façon très sensible la forme des courbes enregistrées et, en particulier, donnent à chaque quart de phase des durées inégales (FIGURE **8-12**).

Si l'on considère que, du fait de la vitesse propre du voilier et de la combinaison qui en résulte entre les vagues de translation correspondantes et les vagues de la mer, ces dernières sont profondément modifiées et, en particulier, que leur forme est différente entre l'instant où elles atteignent le bateau à une extrémité et celui où elles le quittent à l'autre, il est évident que leur effet ne peut être constant d'un bout à l'autre de la carène. Ceci justifie, en particulier par mer de l'avant, que l'accroissement des volumes situés immédiatement au-dessus de la flottaison statique soit plus faible à l'avant qu'à l'arrière, tout au moins tant que la longueur de la houle est différente de al longueur de la vague correspondant à la vitesse limite de la carène.

Toujours dans le cas du tangage par mer de l'avant, un autre facteur va intervenir dans l'importance relative que

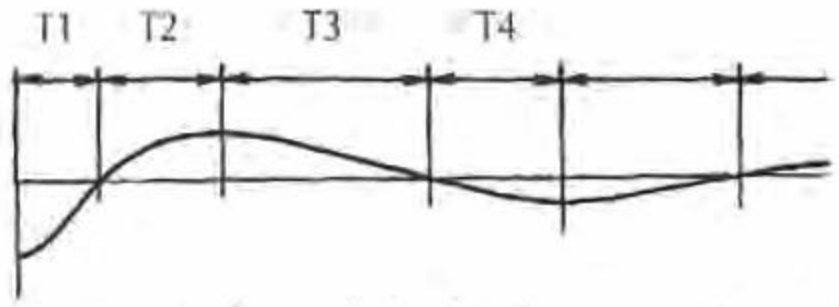


Fig. 8-12 • La dissymétrie des formes avant et arrière du 470 entraîne une non-linéarité de l'amortissement qui se traduit par une variation des temps aux quarts de période.

doivent revêtir ces volumes, c'est la direction de la vitesse des molécules d'eau dans les différents points de la houle. Ceci a été très bien mis en évidence par Gilbert LAMBOLEY dans l'étude qu'il fit pour déterminer la méthode de contrôle du centre de gravité et du rayon de giration du Finn (3).

Dans la première moitié de la partie ascendante de la vague (FIGURE **8-13 a**), la direction des vitesses des molécules pousse la coque en avant avec une prédominance de portance pour l'étrave.

Dans la seconde moitié de la partie ascendante, les vitesses sont dirigées vers l'arrière, elles ralentissent la coque avec une prédominance de portance pour l'arrière, l'étrave tend à enfourner (FIGURE **8-13 b**).

Le ralentissement atteint son maximum sur la crête et se prolonge sur la première moitié de la partie descendante, avec toujours en plus une tendance à l'enfournement (FIGURE **8-13 c**). On comprend l'intérêt qu'il y a pour l'équipage à se porter sur l'arrière.

Ce n'est que sur la seconde moitié de la partie descendante que la coque retrouve une assiette positive et une poussée vers l'avant (FIGURE **8-13 d**).

Au niveau des formes, par conséquent, aucune étude ne permet encore de définir quels sont les critères à retenir pour obtenir un bon comportement au tangage. Il est certain que par mer de l'avant, un déséquilibre est nécessaire entre les volumes avant et arrière, mais quelle doit être son importance, cela relève encore uniquement de l'art et surtout de l'expérience de l'architecte.

Il est en revanche un point dont l'influence est parfaitement connue, c'est celle du moment d'inertie, même si les conclusions que l'on peut en tirer ne sont pas d'une application aisée.

a ▪ Influence du moment d'inertie longitudinal sur le tangage

Il est intéressant, pour retarder le plus possible le moment où la période propre de la coque et celle des vagues viendront en synchronisme, de réduire la première. Si l'on reprend la formule $\mathbf{T_{\theta y} = 2\pi \sqrt{I_y (1 + X_{\theta y})/ C_m}}$

on voit que l'on peut jouer sur deux facteurs, réduire $\mathbf{I_y}$ ou augmenter $\mathbf{C_m}$.

$\mathbf{C_m}$ étant égal à Δ $(\mathbf{r_y - a})$ il faudrait augmenter l'un ou l'autre ou les deux facteurs.

Augmenter Δ reviendrait à augmenter aussi $\mathbf{I_y}$ puisque $\mathbf{I_y = \Delta \times k/ g}$

$\mathbf{r_y}$, d'autre part, étant égal à $\mathbf{I_{fy} \times \Delta}$ ($\mathbf{I_{fy}}$: moment d'inertie du plan de flottaison autour de l'axe transversal) se trouverait réduit, **a** étant à peu près fixe. Une augmentation de Δ conduirait donc, non pas à une réduction mais à une augmentation de $\mathbf{T_{\theta y}}$. Il est donc ici encore préférable de réduire Δ, ce qui de plus aurait pour effet de diminuer la masse additionnelle. Augmenter $\mathbf{r_y - a}$ reviendrait à augmenter $\mathbf{I_{fy}}$ le moment d'inertie de la flottaison. Malheureusement il en résulterait une augmentation parallèle de la masse additionnelle et de son coefficient d'inertie $\mathbf{X_{\theta y}}$: résultat nul.

Il ne reste donc comme solution qu'à réduire $\mathbf{I_y}$ c'est-à-dire soit **M** (ou Δ) soit $\mathbf{k_{\theta y}}$. Si le poids minimum du bateau est fixé par un règlement ou ne peut plus être diminué sans nuire à la solidité, seul reste $\mathbf{k_{\theta y}}$ et pour cela il faut réduire le plus possible la distance de chacune des masses élémentaires constituant le bateau, c'est-à-dire recentrer au maximum tous les poids vers le centre de gravité général.

Il est intéressant de savoir quelle est l'influence relative des différents composants d'un voilier.

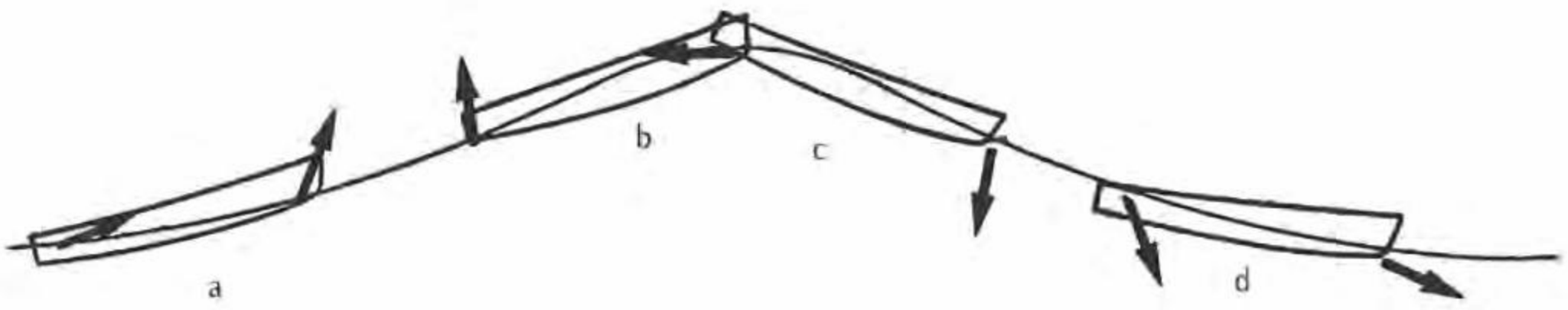


Fig. 8-13 • La direction des molécules d'eau dans la vague modifie la portance des différentes parties de la coque, entraînant un enfoncement de l'étrave sur le sommet de la vague, et de l'arrière dans le creux.

TABLEAU 8/1

Composant	Masse M (kg)	%	Rayon de giration k(m)	Centre de gravité h(m)	l(m)	Moment d'inertie k_{eff} (m) I (kg m²)		%
coque	125,1	74,2	1,526	— 0,300	2,897	1,571	308,9	50,3
mât	14,1	8,4	2,068	2,996	3,667	3,664	189,3	30,8
bôme	3,7	2,2	0,821	0,765	2,219	1,263	5,9	1,0
grand-voile	3,2	1,9	1,650	2,933	2,692	3,306	35,0	5,7
génois	2,6	1,5	1,424	1,750	3,715	2,350	14,4	2,3
gouvernail et barrre	5,1	3,0	0,545	— 0,265	— 0,050	3,004	46,0	7,5
dérive	6,6	3,9	0,387	— 0,880	3,000	1,036	7,1	1,2
ancre, pagaies, etc.	8,1	4,8	0,904			1,002	8,1	1,3
bateau complet	168,5	100,0		0,074	2,885	1,910	614,6	100,0
barreur	90,0	53,4	0,130	0,150	1,800	0,718	46,4	7,5
équipier	97,0	57,6	0,130	0,150	2,500	0,135	1,8	0,3
total	355,5	211,0		0,114	2,505	1,390	687,3	111,8

Le centre de gravité de référence étant celui du bateau sans équipage, les calculs des moments d'inertie dans le cas du bateau complet, doivent faire intervenir la modification de sa position. On a alors **b** = bateau, **bar** = barreur, **eq** = équipier :

$$I = I_b + M_b (h_T - h_b^2 + (l_b - I_T)^2 + M_{bar} \{k_{bar}^2 + (h_{bar} - h_T)^2 + (I_{bar} - I_T)^2\} + M_{eq} \{k_{eq}^2 + (h_{eq} - h_T)^2 + (l_{eq} - I_T^2)\}$$

Une étude parue dans la revue américaine Sail (**4**) nous fournit les éléments concernant des Flying Dutchman mesurés selon la méthode LAMBOLEY lors des Jeux olympiques de 1976, le TABLEAU **8/1** en donne les détails.

Il est remarquable de constater l'importance du mât qui, alors qu'il ne représente que 8,4 % du poids total du bateau, fournit 30,8 % du moment d'inertie. Il en est de même pour les voiles ainsi que pour le gouvernail.

En revanche l'équipage, bien qu'apportant une augmentation de la masse de 111 %, n'élève le moment d'inertie total que de 11,8 %.

Si l'importance de la réduction du rayon de giration est évidente en théorie, elle est également démontrée dans la pratique, tant au niveau des essais au bassin qu'en grandeur réelle.

Une des premières études sur ce thème (**5**) effectuées au Stevens Institute sur le 12m J.I. *Sovereign* montre (FIGURE **8-14**) la différence des mouvements de tangage pour deux moments d'inertie différents de la même coque.

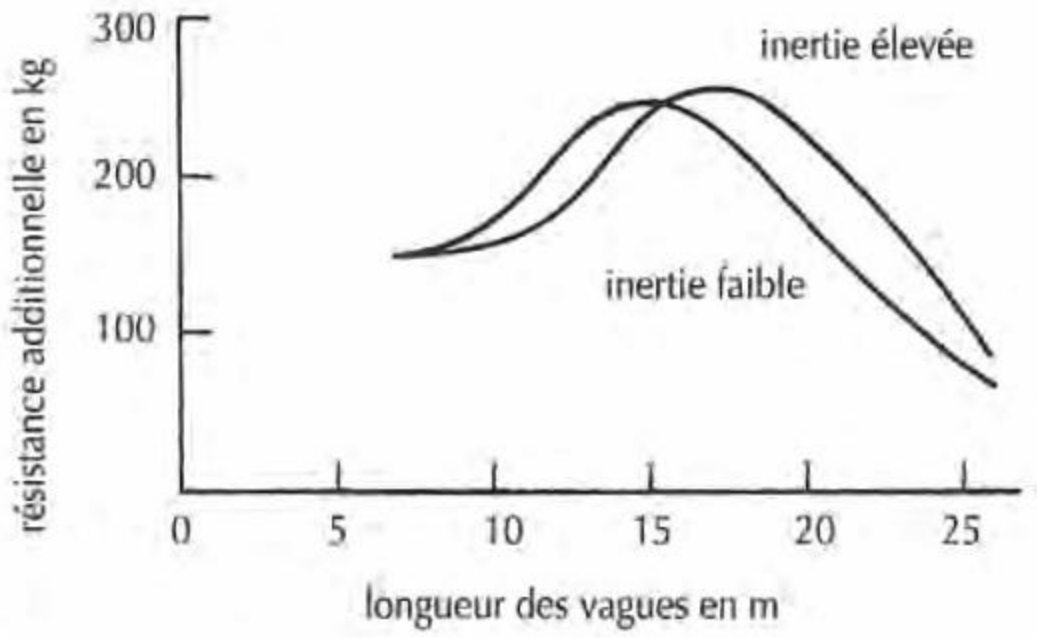


Fig. 8-14 • Variation de la résistance additionnelle due au tangage de deux 12 m J.I. de moment d'inertie différent, en fonction de la longueur des vagues.

b ▪ Accroissement de la résistance à l'avancement due au tangage

En dehors de la perte de rendement de la voilure, provoquée par les mouvements du gréement et les variations rapides du vent apparent qui en résulte, la résistance à l'avancement d'un voilier progressant face aux vagues va s'accroître. Les mouvements étant sensiblement proportionnels à la hauteur des vagues **A**, la résistance est à peu près proportionnelle au carré de cette hauteur (A^2). Ceci étant corrigé par l'influence du déplacement, du rayon de giration et de la vitesse du voilier.

Le graphique de la FIGURE **8-15** (**6**) montre l'accroissement de la résistance en fonction de la vitesse, pour deux moments d'inertie et donc deux rayons de giration différents. Tandis que celui de la FIGURE **8-14** (**5**) montrait l'accroissement de résistance en fonction de la longueur et par conséquent de la fréquence de rencontre des vagues et de deux rayons de giration différents.

Dans une étude fort importante effectuée au laboratoire de Delft, J. GERRITSMA et G. MOEYES (**1**) ont analysé l'influence du déplacement sur l'accroissement de résistance.

Les trois coques essayées, de 10 m de flottaison, avaient même largeur, même tirant d'eau, même rayon de giration

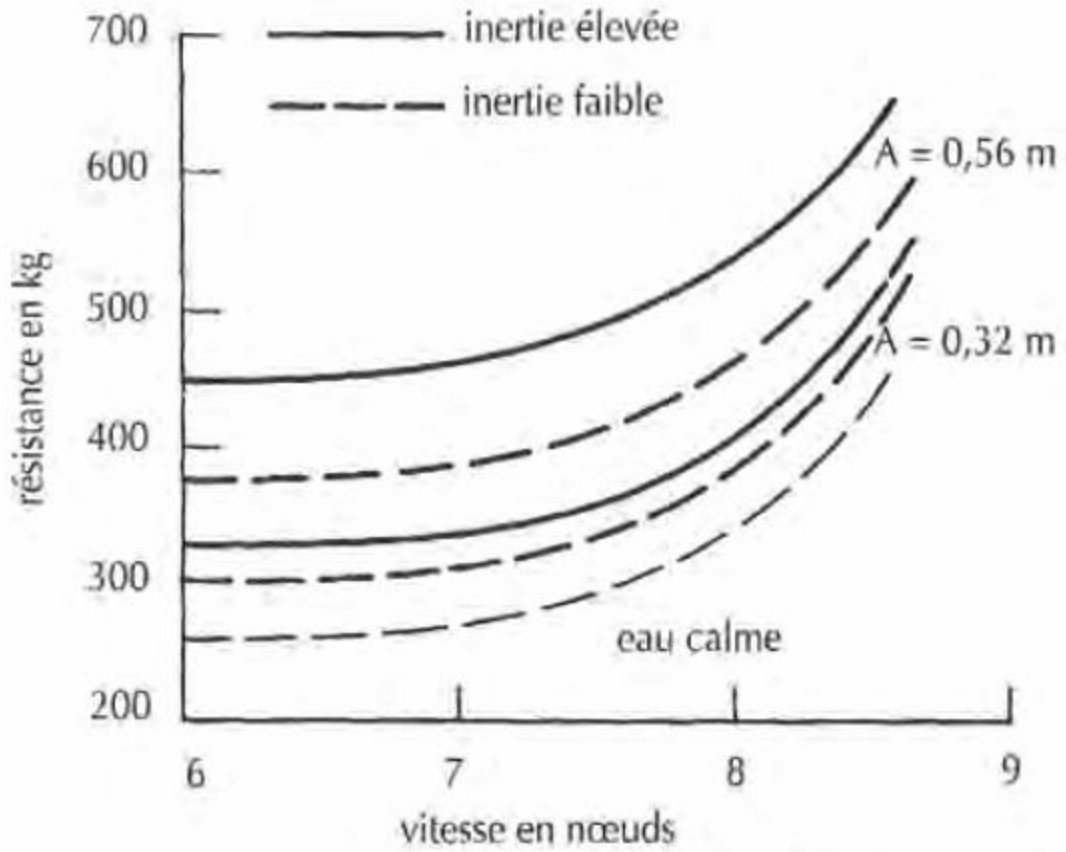


Fig. 8-15 • Augmentation de la résistance à l'avancement de deux 12 m J.I. de moment d'inertie différent, pour deux hauteurs de vagues de 20 m de longueur.

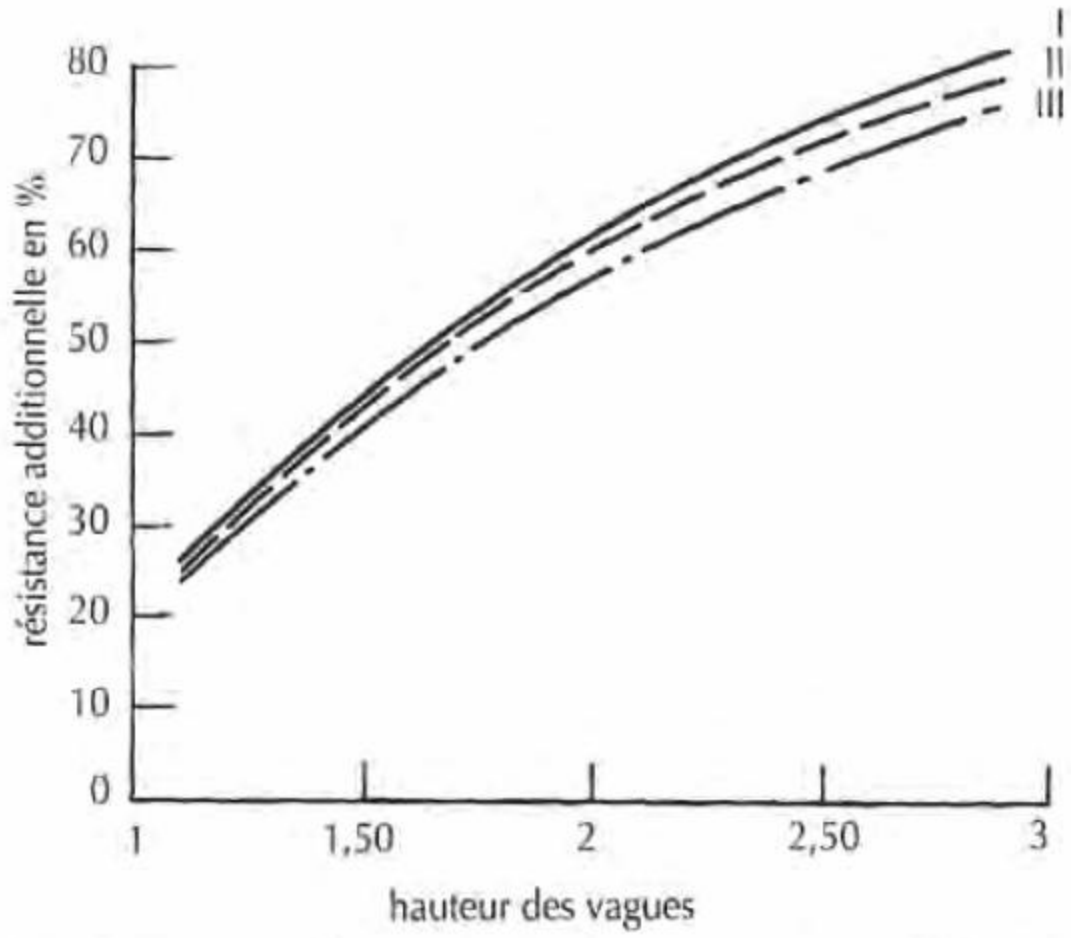


Fig. 8-17 • Pourcentage d'augmentation de la résistance à l'avancement des trois modèles essayés à Delft en fonction de la hauteur des vagues.

et même rating IOR. Les déplacements étaient respectivement de : I - 8 207 kg, II - 9 759 kg, III - 10 670 kg (FIGURE **8-16**). Le graphique de la FIGURE **8-17** montre l'accroissement de la résistance en fonction de la hauteur des vagues par rapport à la résistance sans gîte ni dérive. Si l'accroissement est d'autant plus important que le déplacement est faible, la valeur absolue reste cependant la plus faible pour celui-ci.

Si l'on ajoute le fait que la résistance est accrue au près par la gîte et la résistance induite, de respectivement 59 %, 66 % et 74 % pour les trois coques I, II, et III, la différence sur la vitesse de gain dans le vent reste très en faveur de la coque la plus légère (FIGURE **8-18**).

Il ne faut cependant pas aller trop loin dans le sens de l'allégement, car l'expérience montre qu'aux faibles vitesses, le voilier manquant d'énergie cinétique sera rapidement stoppé par le clapot.

4 LE ROULIS

a ▪ Roulis aux autres allures que le vent arrière

En dehors des allures du vent arrière et proches de celui-ci, le roulis n'est généralement pas le mouvement qui affecte le plus le voilier.

Les moments développés sont faibles (proportionnels à la largeur) et l'ensemble plan de dérive et voilure constitue un puissant amortisseur. En effet, alors même que la pente de la vague élève le côté au vent de la carène et tend à augmenter la gîte, le couple de chavirement dû au vent se réduit, l'embardée sous le vent qui accompagne le mouvement entraînant une diminution de la pression du vent.

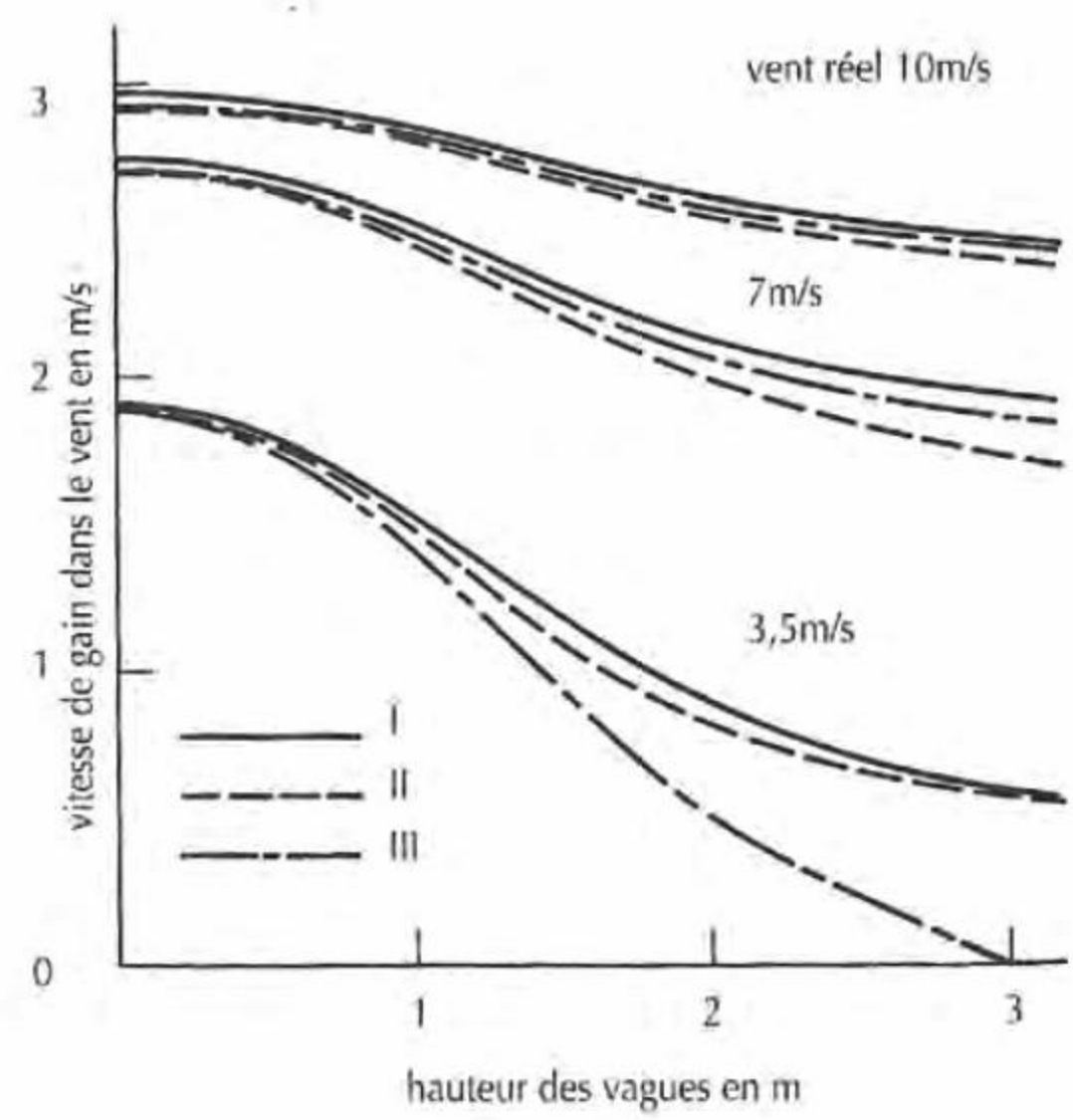


Fig. 8-18 • Variation de la vitesse de gain dans le vent des trois modèles essayés à Delft en fonction de la hauteur des vagues pour trois forces de vent. A noter le handicap important du bateau le plus lourd par petit temps.

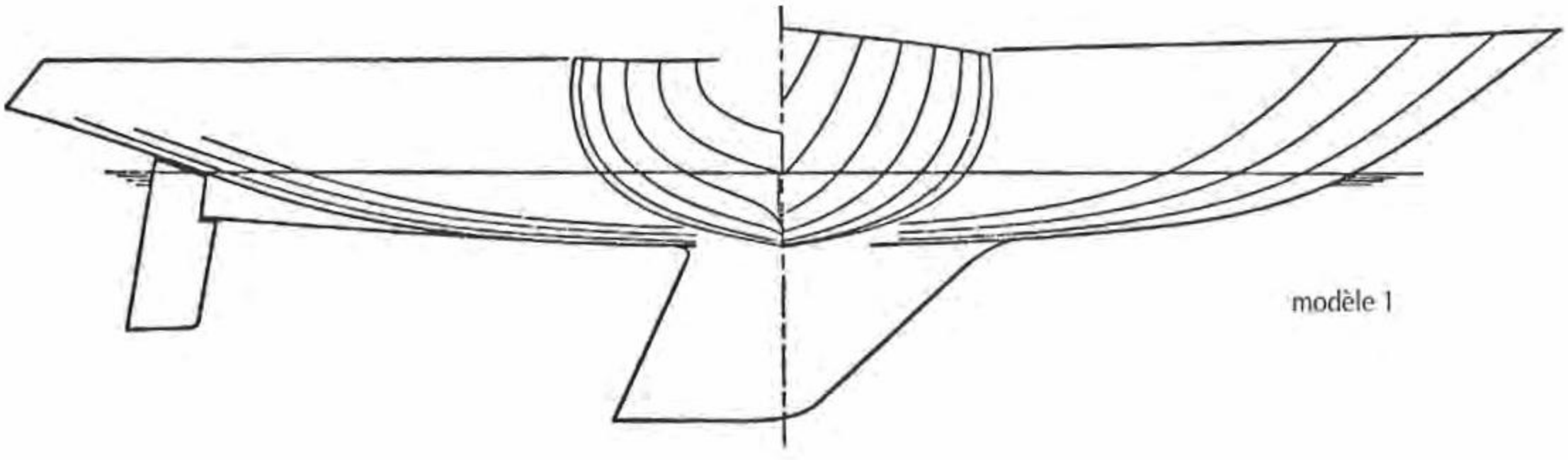


Fig. 8-16 • Les trois modèles évolutifs essayés à Delft.

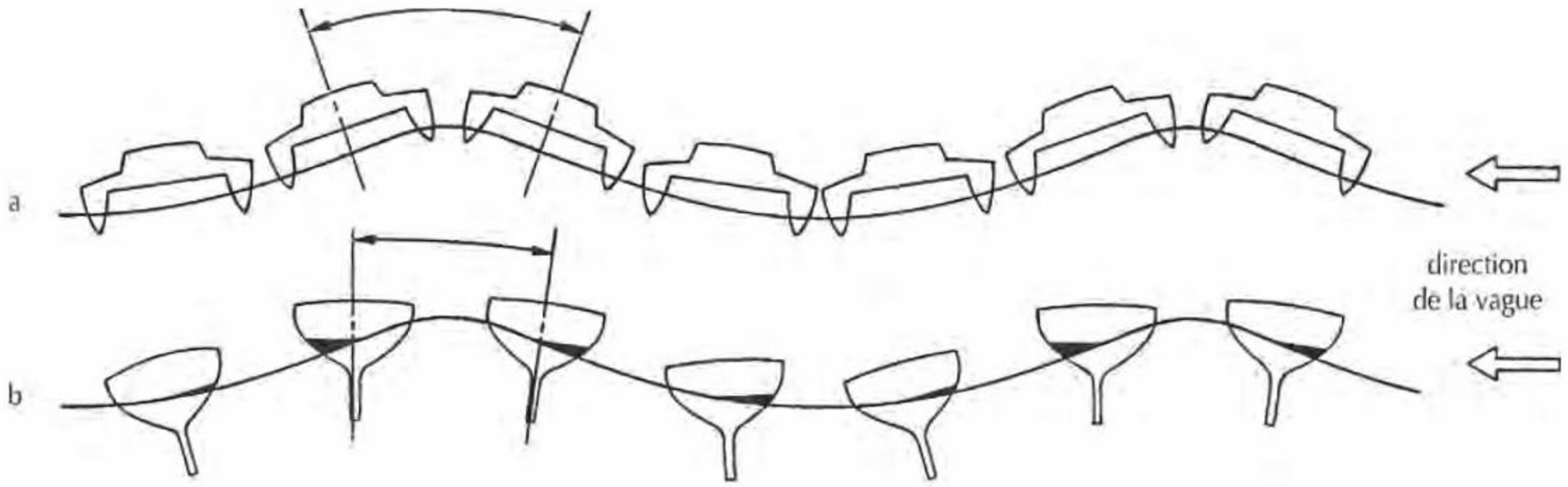


Fig. 8-19 • Dans un mouvement de roulis, une coque légère et à forte stabilité initiale, comme celle d'un catamaran (a), suivra presque "à la lettre" les mouvements de la surface, il en résultera au passage de la crête un mouvement de forte amplitude en un temps court, donc une accélération élevée. Par contre, une coque classique (b), plus lourde et de moindre stabilité initiale prendra, dans le même laps de temps, un mouvement de beaucoup plus faible amplitude, l'accélération sera alors plus faible et le mouvement ressenti par l'équipage plus doux.

Par ailleurs, la masse d'eau additionnelle est très importante du fait de la surface du plan de dérive. Le roulis s'accompagne d'un mouvement orbital exactement semblable à celui que nous avons observé avec le tangage. Il combine cette fois pilonnement et embardée et existe toujours, quel que soit l'amortissement du roulis lui-même.

Lorsque le voilier avance, la direction des filets d'eau agissant sur la coque se rapproche de l'axe augmentant considérablement, les composantes latérales des forces concourant à l'amortissement du mouvement. Plus la vitesse sera grande, plus l'amortissement sera important.

On trouve pour le roulis les mêmes formules que pour le tangage avec cette fois :

$$T_{\theta X} = 2\pi \sqrt{I_X (1 + X_{\theta X}) / C'_m}$$

où $T_{\theta X}$ est la période propre de roulis du voilier,

I_X, le moment d'inertie de la masse du voilier par rapport à l'axe x,

$X_{\theta X}$, le coefficient du moment d'inertie de la masse additionnelle,

C'_m, le moment hydrostatique résistant = $\Delta (r_X - a)$, produit du déplacement par la hauteur métacentrique transversale.

On a également $T_{\theta X} = 2\pi k_{\theta X} \sqrt{(1 + X_{\theta X}) / g (r_X - a)}$

où $k_{\theta X}$ est le rayon de giration transversal.

La valeur de la période propre de roulis a une grande influence sur le confort du voilier par mer de travers, en particulier au mouillage.

En revanche, alors que pour le tangage il était bon de réduire la période, il n'en est plus de même pour le roulis.

En effet une coque à période courte, comme celle d'un catamaran par exemple, obéira immédiatement aux sollicitations des vagues, elle se maintiendra presque constamment perpendiculaire à la surface. L'amplitude de son roulis sera égale à la pente des vagues qui reste toujours assez faible.

Néanmoins au passage de la crête, il se produira un mouvement de peu d'amplitude mais rapide, donc sec (FIGURE 8-19 a) et faisant apparaître des accélérations élevées. Si la hauteur des vagues augmente ainsi que la pente le mouvement peut devenir franchement dur, fatiguant alors énormément l'équipage et le gréement.

Au contraire, une coque à longue période ($k_{\theta X}$ élevé ou (r_X - a) faible) aura des accélérations faibles. Les mouvements angulaires étant toujours beaucoup plus lents, même si leur amplitude est plus grande (FIGURE 8-19 b).

Pour les coques à très courte période propre, la période de roulis sera donc proche de, ou égale à, la période des vagues, comme pour le tangage.

Par contre, pour les coques à période longue la période sera une combinaison de la période propre et de celle des vagues, mais c'est généralement la première qui domine et l'amplitude du mouvement atteindra son maximum lorsque l'on approchera du synchronisme entre les deux périodes.

Contrairement au tangage il peut donc être bon pour le roulis d'écarter les poids en abord, ce qui sera toujours préférable à une réduction de la hauteur métacentrique préjudiciable à la stabilité. Sur les voiliers à quille cette hauteur se situe généralement entre 0,90 m et 1 m. Lorsqu'elle dépasse 1 m, les mouvements de roulis deviennent de plus en plus inconfortables.

En route par mer de travers il est possible d'éviter de se trouver en synchronisme avec les vagues en modifiant le

cap. Malheureusement l'écart doit être assez important (de l'ordre de 45°) pour que l'effet soit réellement sensible.

Les effets des variations des différents paramètres du voilier lui-même lorsque le roulis entraîne un chavirage ont été étudiés dans un projet commun SNAME/USYRU (7) à partir du modèle du Standfast ayant servi à la série de formes étudiée à Delft (3) CHAPITRE V.

Avec le mât en place, le modèle ne chavirait pas, alors que sans mât l'accident était inévitable ce qui montra l'importance d'un moment d'inertie transversal élevé, constatation vérifiée par ailleurs en modifiant le moment d'inertie de la coque elle-même.

Une variation du franc-bord n'a pas donné de différence significative. Le moment de roulis plus élevé dû à la plus grande surface offerte à la vague par un franc-bord élevé est compensé par le fait que, sur le bord opposé, le pont pénètre dans l'eau à un angle de gîte supérieur.

Quant à la position verticale du centre de gravité, il apparaît que la plus mauvaise se situe aux environs de la flottaison et que la situation s'améliore dès que l'on s'en écarte vers le haut (ce qui est difficilement acceptable) ou vers le bas. Ces observations méritent une grande attention lorsqu'il s'agit de dériveur, lesté ou intégral. Elles montrent en revanche que l'utilisation de ballasts latéraux, également et totalement pleins, peut être un facteur de sécurité grâce à l'augmentation du moment d'inertie qu'ils procurent.

Par ailleurs, on a étudié l'influence des caractéristiques, et en particulier de la forme des sections et du rapport déplacement/largeur (**8-9**). Grossièrement, un voilier dont le rapport $\mathbf{B_m}/\sqrt[3]{\Delta}$ kg/29 est supérieur à 0,61 ne sera pas sûr par mer très forte.

Enfin, des sections en V et un équilibre des volumes avant et arrière seront plus sûrs que des sections en U et des volumes déséquilibrés.

Toutes ces études conduisent à une réflexion globale sur ce que l'on appelle un voilier « marin », c'est-à-dire sûr, tout au moins en ce qui concerne la détermination de ses principales dimensions et de son dessin, qui sont cependant loin d'être les seuls facteurs contribuant à la sécurité.

A une époque où l'expérience des navigateurs est souvent peu en rapport avec les navigations entreprises, un voilier de croisière océanique doit pouvoir pardonner les erreurs de son équipage et survivre seul aux 5 à 10 % de conditions exceptionnelles qu'il sera obligatoirement amené à rencontrer.

Et s'il doit survivre seul, il doit aussi permettre à son équipage de supporter ces conditions dans un confort physique et moral suffisant. Si, en effet, lors de la tempête de 1979, cinq voiliers seulement ont coulé (sur 303 engagés) vingt-quatre ont été abandonnés par leur équipage psychologiquement et physiquement épuisé au bout de seulement quelques heures, vingt-trois ayant subi un ou plusieurs chavirages à plus de 180°. Il est évident que ces voiliers n'avaient pas les caractéristiques de véritables voiliers de croisière océanique.

Il apparaît donc bien que les caractéristiques nécessaires au succès en régate :

• forte stabilité initiale obtenue par un fort rapport largeur/longueur,

• légèreté résultant d'un fort rapport longueur/déplacement et d'un faible rapport lest/déplacement, s'opposent à celles nécessaires à la sécurité.

Malheureusement, il n'est pas possible de définir pour ces rapports des limites précises. Nous en avons indiqué une plus haut concernant le rapport largeur/déplacement, mais une approche plus « dynamique » est celle de l'excellent architecte américain Chuck PAINE qui définit une règle qu'il nomme 20-20. Il considère qu'un voilier de croisière océanique doit être capable de porter sa voilure haute par un vent apparent de 20 nœuds (environ 16 nœuds de vent réel) avec une gîte maximum de 20°. Il insiste par ailleurs sur la stabilité de route obtenue par un bon équilibre des volumes des extrémités et son contrôle par un gouvernail décrochant le plus tard possible et léger à la barre.

Il est donc évident que le dessin d'un voilier de régate et d'un voilier de croisière répond à des impératifs bien différents, qu'un même dessin ne peut répondre aux deux usages et qu'il est bien difficile de définir les limites de risques qu'un client est prêt d'accepter.

b ▪ Roulis rythmique ou pendulaire

En dehors de toute question de confort, il est une forme de roulis qui peut devenir très dangereuse et compromettre la sécurité du voilier et qui pourtant n'a généralement pas pour origine les vagues. Il s'agit du roulis rythmique, dit aussi pendulaire, que l'on observe par vent arrière sous spinnaker et qui conduit souvent au chavirage pour les dériveurs légers ou tout au moins à une aulofée accompagnée d'un coup de gîte jusqu'à 90° pour les plus gros, ce que les Anglais nomment *broaching* (FIGURE **8-20**).

C'est la hantise de tous les barreurs. Son mécanisme, relativement simple a été parfaitement mis en évidence par C.A. MARCHAJ à l'Université de Southampton (**10**), les deux causes principales en étant d'origine aérodynamique :

• l'auto-excitation des mouvements d'une aile dans son plan par sa portance (phénomène constaté par ailleurs dans le vol des insectes) d'une part,

• la mise en oscillation par l'apparition des tourbillons alternés de BÉNARD et KARMAN (VOIR CHAPITRE **II-3-F**) d'autre part.

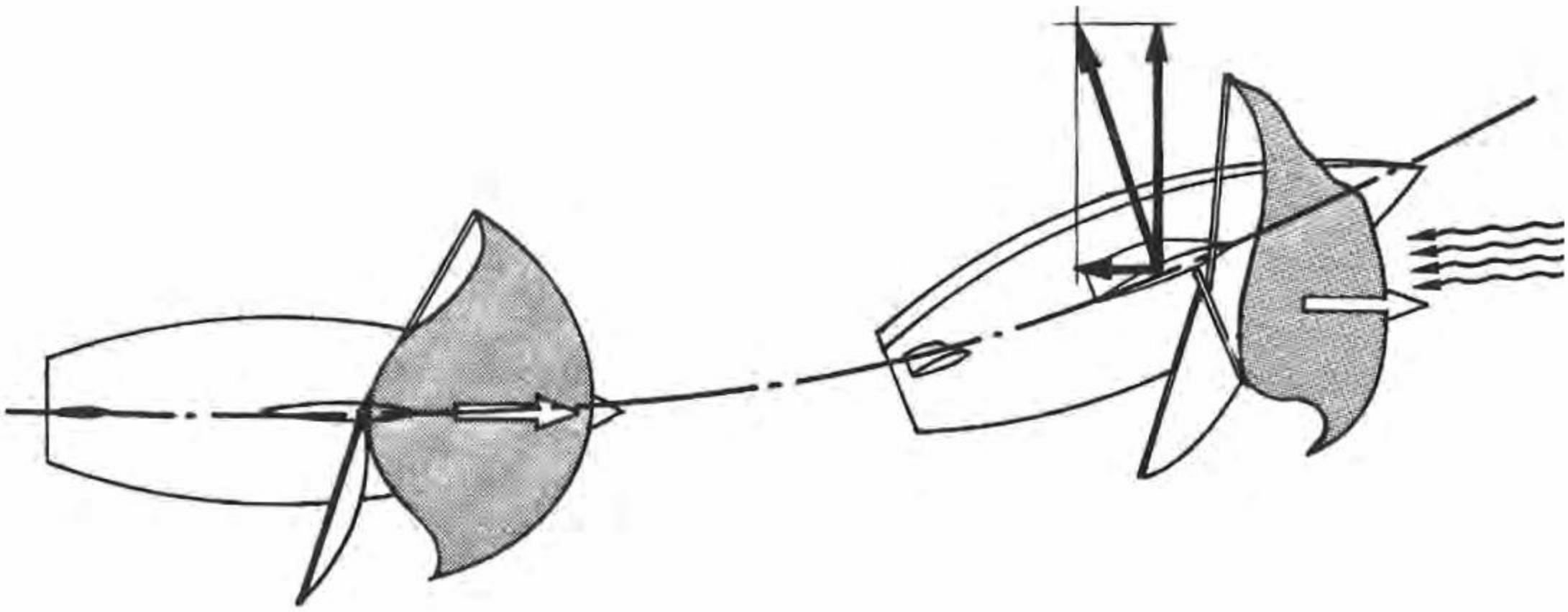


Fig. 8-20 • Dès l'amorce du mouvement de lacet, l'angle d'incidence du plan de dérive fait apparaître une force latérale. La gîte qui en résulte, augmentée par l'effet de la force centrifuge, décale la force propulsive sous le vent, pour peu que le spinnaker se mette à faseyer, le lof est encore aggravé et ne peut plus être combattu par l'action du safran.

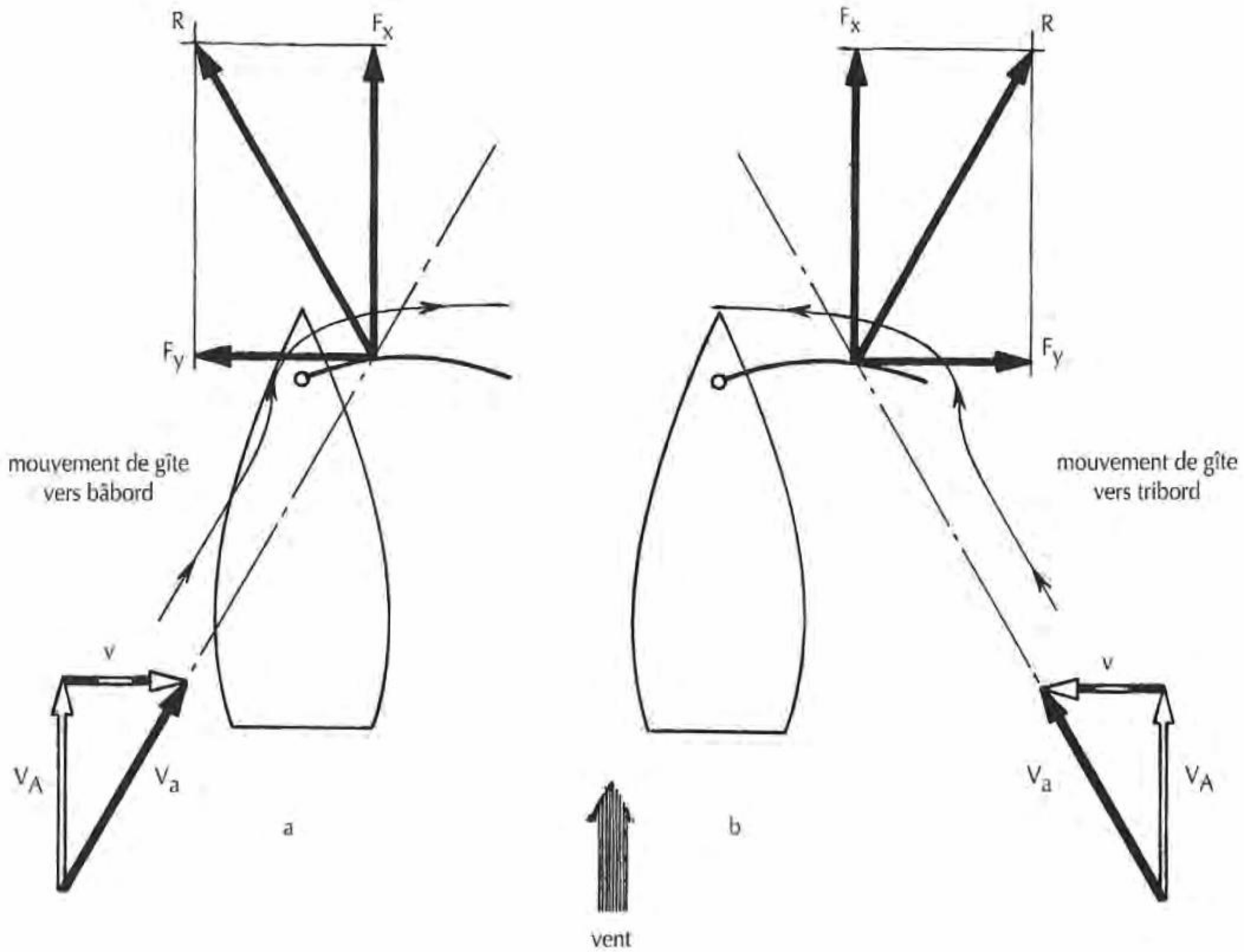


Fig. 8-21 • Selon le bord vers lequel gîte le voilier, le vent apparent est modifié en force et surtout en direction, ce qui a pour effet d'inverser l'écoulement sur la voile et de faire apparaître une composante latérale de la force de propulsion dans la direction du mouvement.

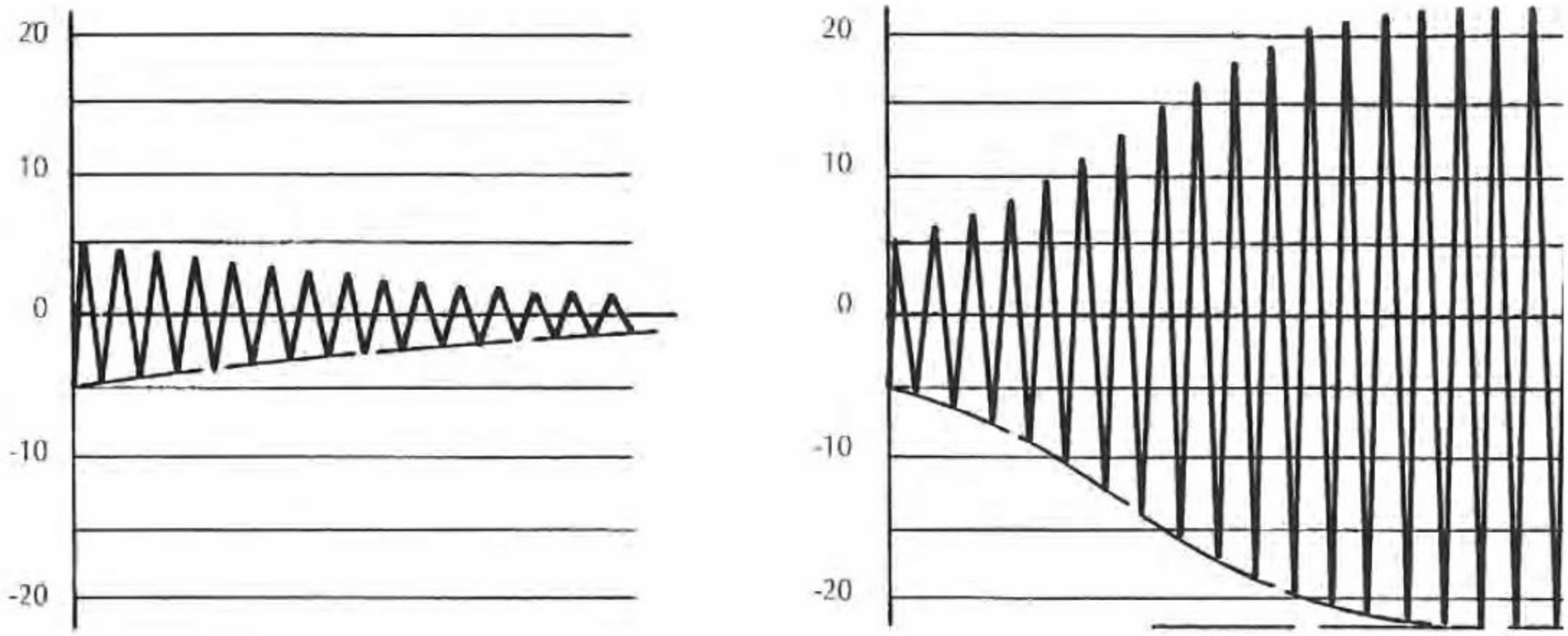


Fig. 8-22 • L'équilibre est stable lorsque l'amplitude des mouvements de roulis décroît (a) ou au pire atteint une valeur d'équilibre (b).

L'appareillage réalisé par C.A. MARCHAJ permettait de faire osciller une voile, ayant les caractéristiques et les proportions de celles d'un Finn à l'échelle 1/5, dans un tunnel aérodynamique en contrôlant la force excitatrice et l'amortissement tout en mesurant la force propulsive développée.

La première constatation a été que même pour une grande amplitude des mouvements la diminution de la force propulsive ne dépassait pas 2 %. La seconde fut que, une fois le mouvement amorcé, sans autre sollicitation extérieure, le bateau stable statiquement pouvait devenir instable dynamiquement lorsque les sollicitations de la voilure dépassaient les possibilités d'amortissement de la coque ou, en d'autres termes, lorsque l'énergie développée par la voilure dans son mouvement latéral ne pouvait être absorbée par la somme des énergies potentielle et cinétique de la carène, c'est-à-dire d'une part son moment de redressement et d'autre part les forces d'amortissement représentées par l'inertie de sa masse (y compris la masse additionnelle), les forces de frottement et les vagues engendrées.

Pour comprendre comment peut se développer l'auto-oscillation reprenons le cas d'un cat-boat au vent arrière (FIGURE **8-21**). Si pour une raison quelconque le voilier amorce un mouvement de roulis (vague, déplacement de l'équipier, etc.), la force et la direction du vent apparent sur la voile vont se trouver modifiées ainsi par conséquent que l'écoulement. De ce fait, la direction de la force développée par la voilure va s'orienter dans le sens du mouvement (a) faisant apparaître une composante latérale $\mathbf{F_y}$*. L'énergie développée par cette force, ajoutée à celle développée par la force ayant engendré le mouvement initial sera absorbée par l'énergie potentielle développée par le moment de redressement de la carène et les différentes forces d'amortissement.

Le mouvement s'arrêtera donc à un certain angle de gîte avant de repartir en sens opposé sous l'effet de l'énergie cinétique emmagasinée par le voilier au cours du mouvement précédent.

Mais l'écoulement sur la voile va s'inverser ainsi que la direction de la force développée par la voilure (b). La nouvelle composante latérale va venir ajouter son énergie à l'énergie cinétique du voilier. Tant que le moment de redressement et les forces d'amortissement seront capables d'absorber le total de l'énergie mise en œuvre, l'amplitude du mouvement sera décroissante (FIGURE **8-22 a**) ou au pire constante (FIGURE **8-22 b**). L'équilibre dynamique sera stable.

Mais si l'énergie mise en œuvre devient supérieure à celle que peut absorber la coque, l'amplitude du mouvement s'accroît (FIGURE **8-23**), l'équilibre dynamique devient instable, ce qui conduit directement au chavirage.

On peut parfaitement se représenter le phénomène à l'aide d'un pendule constitué d'un poids suspendu à une ficelle, tant que les poussées latérales exercées sur le poids restent modérées par rapport à l'impulsion initiale, l'amplitude des débattements ira en diminuant.

* La composante propulsive F_x peut d'ailleurs à cette occasion se trouver augmentée, en particulier lorsque le vent apparent normal est faible, comme c'est le cas par petit temps. Sa modification due au mouvement de roulis est alors très importante et le procédé serait largement utilisé en régate si les règles de course ne venaient en limiter les possibilités. Le gain sur la force propulsive ne pourra d'ailleurs pas être entièrement utilisé en raison des résistances additionnelles engendrées au niveau de la carène et des appendices par suite de leur déplacement latéral.

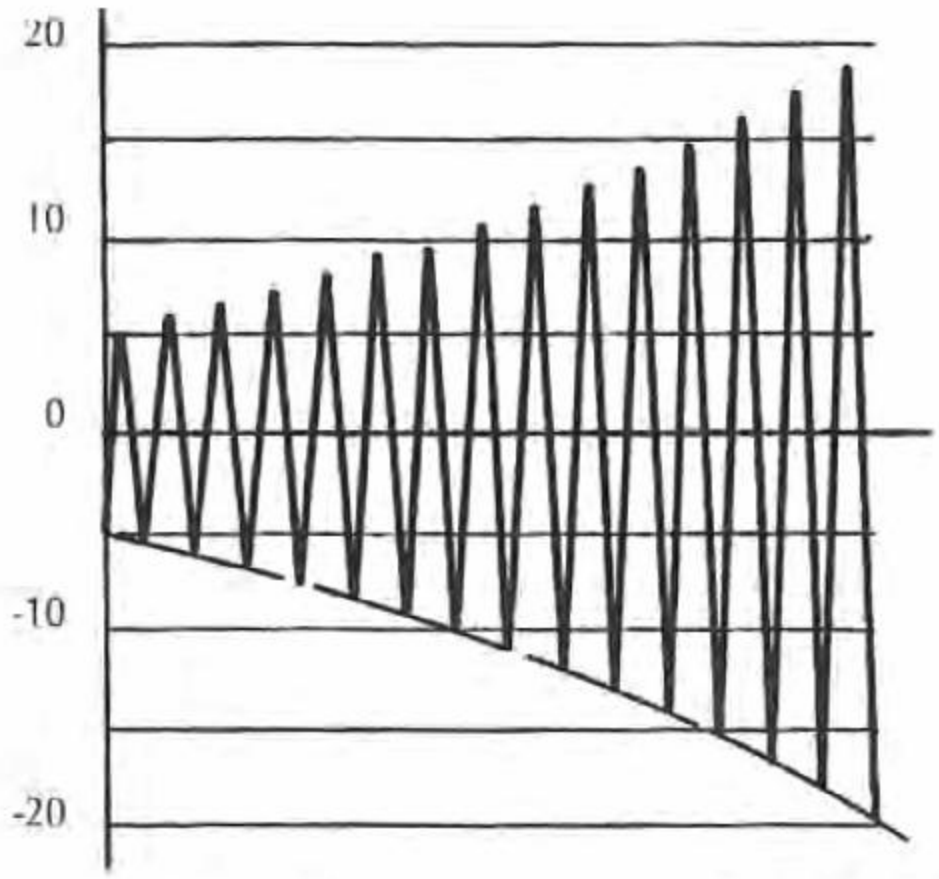


Fig.8-23 • L'équilibre est instable lorsque l'amplitude des mouvements ne cesse de croître.

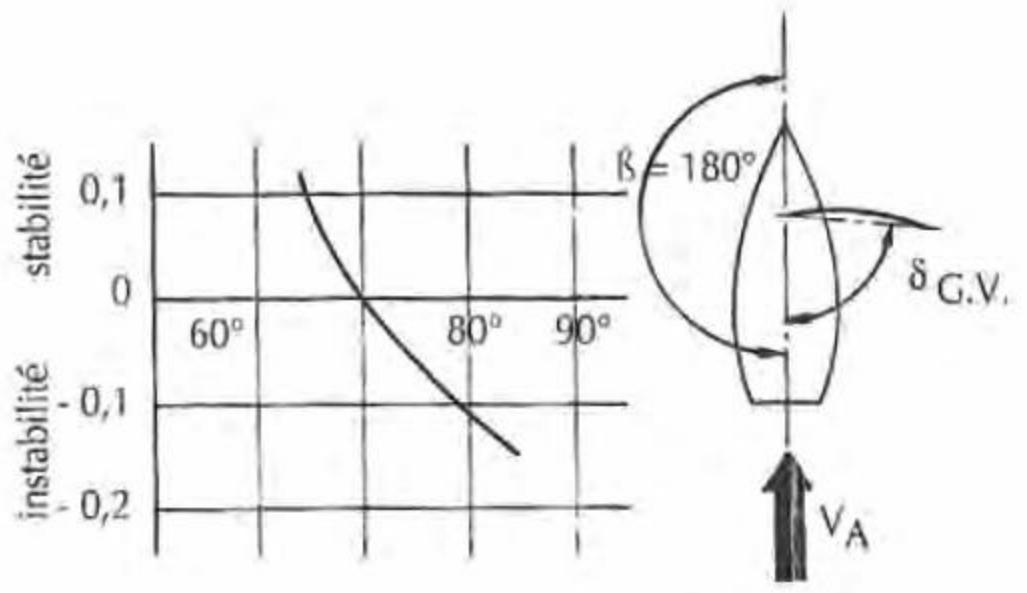


Fig. 8-24 • Vent arrière, la réduction de l'angle d'ouverture de la grand-voile permet de passer de la situation instable à la situation stable.

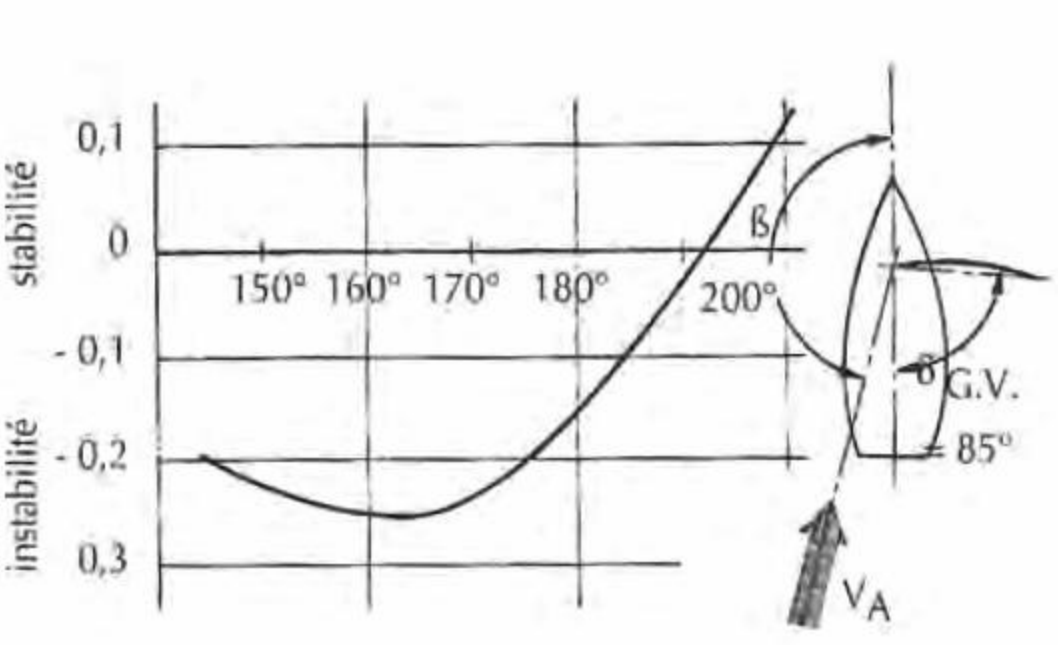


Fig. 8-25 • Passage de la situation d'instabilité à la situation de stabilité par modification du cap par rapport au vent apparent, pour un angle d'ouverture de la grand-voile constant.

Un peu plus fortes, l'amplitude restera constante, plus fortes encore et le pendule pourra aller jusqu'à faire le tour complet.

Un élément important qui dépend directement de la responsabilité du barreur vient encore aggraver l'effet néfaste de la voilure.

Au cours des mouvements de roulis, l'écart latéral entre force propulsive et résistance de la carène va varier, de même la dissymétrie des formes va entraîner un moment de giration, l'équilibre de route va donc se modifier continuellement entraînant un mouvement de lacet, le bateau ayant tendance à loffer du côté opposé au sens du roulis. La réaction instinctive du barreur sera donc de donner de la barre du côté où le bateau loffe. Malheureusement, ce faisant, il a toutes les chances, ainsi que nous l'avons vu au CHAPITRE **VII-1-c**, de provoquer ainsi l'apparition d'un moment de chavirement supplémentaire auquel viendra encore s'ajouter l'effet de la force centrifuge.

Sur un dériveur, cependant, où l'action sur la barre peut être instantanée et facilement contrôlée, et la hauteur de la force exercée par le safran peut se trouver assez haute lorsque le safran est relevé, le contrôle par la barre peut être possible.

Sur un quillard, il n'en est pas toujours ainsi et le pauvre barreur est souvent bien incapable de réprimer un geste tout instinctif et d'assurer à ses mouvements le déphasage nécessaire. Ce n'est d'ailleurs pas à lui qu'appartient la meilleure possibilité de réduire les effets du roulis pendulaire mais au régleur des voiles. Sur ce point C.A. MARCHAJ a pu tirer des enseignements intéressants de l'étude de la variation de l'angle de réglage des voiles.

La FIGURE **8-24** montre comment l'on peut ainsi passer de l'instabilité à la stabilité dynamique en bordant la grand-voile.

Des résultats analogues peuvent être obtenus en modifiant la route par rapport au vent (FIGURE **8-25**). Ces deux possibilités pouvant être combinées pour choisir la route optimum.

Lorsque le voilier est suffisamment petit pour que l'écoute de grand-voile puisse être manœuvrée rapidement, on pourra utiliser une méthode « dynamique » assurant un contrôle efficace et rapide du roulis pendulaire.

Elle consiste à border la voile rapidement au cours du mouvement de roulis au vent et à la choquer lorsqu'il repart sous le vent. On agit ainsi d'une part sur la direction de la force propulsive, réduisant sa composante latérale, d'autre part on augmente l'effet amortisseur de la voilure.

Reste à savoir maintenant quels sont les « fauteurs de troubles » qui engendrent le mouvement pendulaire et s'il est possible d'éviter leur apparition.

Nous verrons au paragraphe suivant les effets des vagues sur les mouvements composites de la carène. Il est bien évident que l'on évitera tout déplacement de l'équipage qui

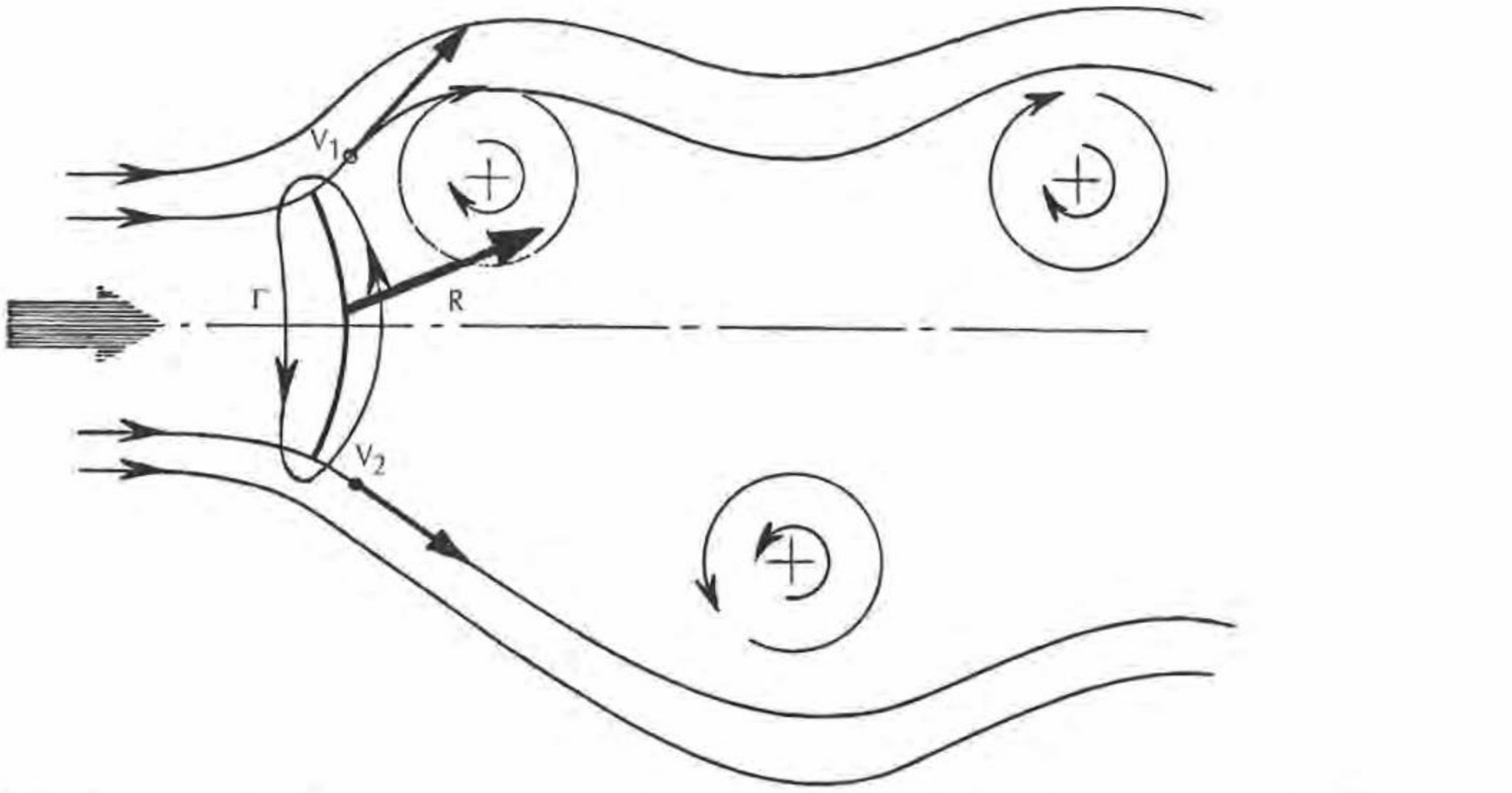


Fig. 8-26 • La formation de tourbillons alternés derrière une voile entraîne une différence de vitesse entre les écoulements $\mathbf{V_1}$ et $\mathbf{V_2}$ qui provoque une circulation autour de la voile et l'inclinaison de la résultante **R** alternativement sur un bord puis sur l'autre.

pourrait entraîner un mouvement de roulis, mais c'est en définitive au niveau de l'écoulement de l'air sur les voiles que se trouve la cause principale, en particulier avec l'usage du spinnaker.

Au CHAPITRE II-3-F, nous avons vu comment pour un nombre de REYNOLDS variant entre 150 et 2 500 se produisait dans le sillage d'un cylindre un régime de tourbillons alternés (FIGURE 2-18). On retrouve ce régime très facilement sur l'arrière d'une voile et en particulier d'un spinnaker (FIGURE 8-26).

Du fait de la vitesse de rotation du tourbillon attaché, un écoulement vers ce tourbillon se produit entraînant l'apparition d'une force transversale. Celle-ci se réduit au fur et à mesure que le tourbillon s'écarte, puis s'inverse lorsque se crée, sur l'autre bord, le tourbillon suivant. Le spinnaker est donc sollicité alternativement dans les deux sens ce qui engendre le mouvement pendulaire (FIGURE 8-27).

Deux éléments vont venir aggraver son action.

D'une part, si les bras et écoute sont relativement peu bordés, et surtout si la drisse n'est pas à bloc, le spinnaker sera libre d'osciller sur chaque bord, augmentant ainsi la variation de la direction de sa force propulsive, déjà modifiée par celle de son vent apparent. Le premier moyen de réduire les effets des tourbillons alternés sera donc de brider bras et écoute, de baisser le tangon et de veiller à ce que la drisse soit hissée à bloc.

D'autre part, l'amplitude du roulis sera d'autant plus aggravée que la période des tourbillons sera plus proche de

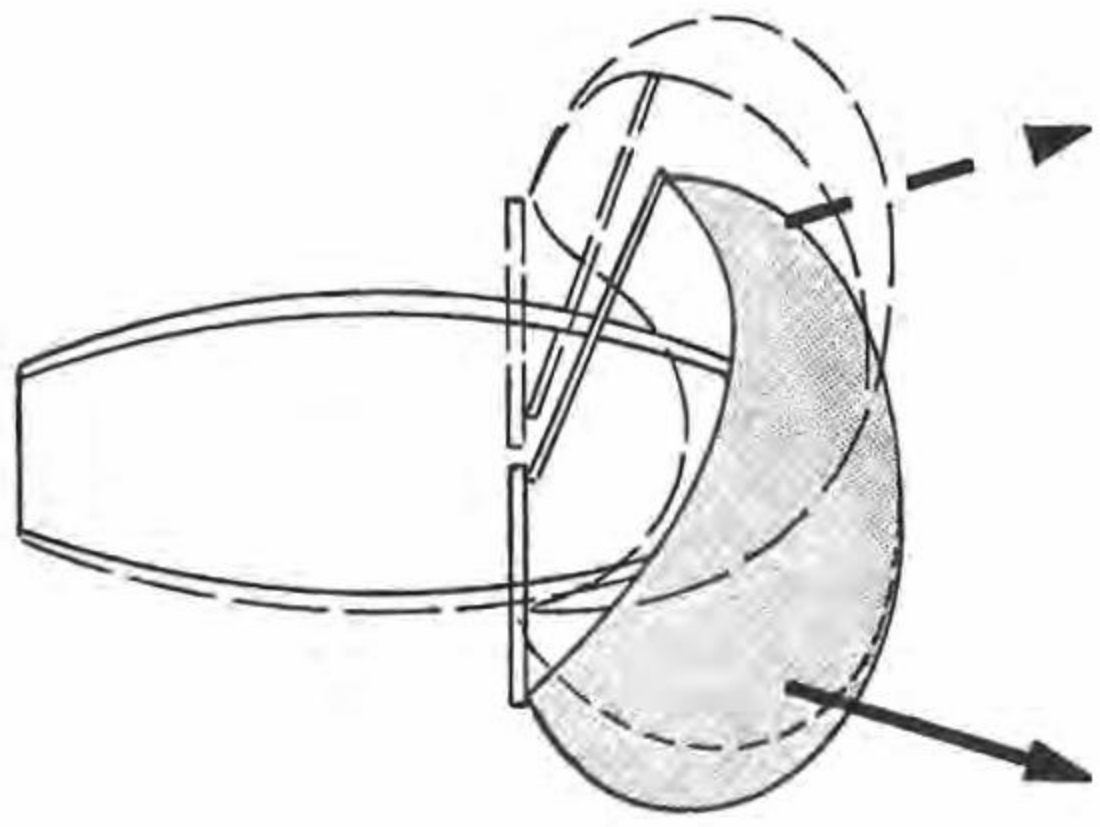


Fig. 8-27 • La modification de l'orientation de la force propulsive provoquée par la formation des tourbillons alternés est aggravée par la déformation de la voile vers le côté gîté.

la période propre de roulis du voilier. Comme il est malheureusement difficile de modifier celle-ci il n'y a pas grand-chose à faire de ce côté.

On peut dire simplement que les grands voiliers seront souvent sujets plus tôt au roulis pendulaire, surtout si leur période propre est plus longue, que des petits voiliers à période courte. Mais ces derniers ayant une plus faible réserve de stabilité dynamique, les effets seront parfois plus rapides et plus graves.

Un moyen important de retarder l'apparition du roulis pendulaire réside, au niveau de la voilure, dans l'adjonction au spinnaker de voiles complémentaires qui, par leur présence, modifient l'écoulement de l'air et empêchent la formation des tourbillons alternés.

C'est d'abord la trinquette haute ou le *tallboy* amuré sur la lisse au vent mais c'est surtout le *big-boy* qui semble le plus efficace en prolongeant la chute du spinnaker, à condition de ne pas chercher à lui donner un guindant de trop grande longueur qui l'écarte trop de celui-ci.

Lors de ces mouvements de roulis au vent arrière, et contrairement au près où la voilure constitue le principal facteur d'amortissement, la partie immergée de la coque et principalement ses appendices est seule à remplir cette fonction. Quille et safran seront soumis à de rapides et importants changements de vitesse et de direction des écoulements (**11**).

Compte tenu du délai nécessaire à l'établissement d'un écoulement stable, la portance effective des appendices sera réduite. Par ailleurs, des risques de décrochement ont toutes les chances de se manifester rapidement. Or l'on sait (CHAPITRE **II-4** D ET E) que l'accroissement de l'allongement des ailerons est un facteur d'aggravation du décrochement lorsqu'il dépasse 1.5 environ.

Lorsque l'alternance de la formation des tourbillons correspondants viendra en phase avec le mouvement de roulis, les appendices ne joueront plus leur rôle d'amortisseurs mais viendront au contraire ajouter leur effet.

Le tourbillon provoqué par le décrochement sur la quille viendra par ailleurs perturber les écoulements sur le safran et fausser la sensation que reçoit le barreur. On voit qu'ici aussi les caractéristiques d'un voilier de course divergeront quant au dessin du plan de dérive.

Le roulis pendulaire est sans doute un des problèmes les plus difficiles à résoudre au niveau de la conduite du bateau en raison du fait qu'il repose sur trois variables :

- période propre du voilier,
- période des tourbillons alternés,
- période de rencontre des vagues.

On connaît quels en sont les éléments théoriques. le plus difficile est d'en réaliser le compromis pratique qui ne sera jamais le même, selon le type du bateau, la force du vent et l'état de la mer.

5 MOUVEMENT COMPOSITE, LACET

Dans la réalité, sauf peut-être au plein vent arrière et à certaines allures de largue, il est bien rare que la composition des vitesses du voilier et des vagues conduise à une direction relative qui soit exactement dans l'axe ou perpendiculaire à celui-ci, et par conséquent que les mouvements correspondent à un tangage ou un roulis purs.

D'autre part, dans tous les cas autres que celui des vagues venant rigoureusement de face ou d'arrière, la masse d'eau est agitée par le mouvement orbital dans la vague et de ce fait la vitesse du voilier par rapport à l'eau varie selon que les parties considérées de la coque se trouvent au sommet ou dans le creux de la vague (FIGURE **8-28**).

Il en résulte l'apparition d'un mouvement de lacet.

Ainsi sur la FIGURE **8-28 a**, l'étrave, dans le creux, et l'arrière, sur la crête, se trouvent soumis à des forces convergentes qui tendent à écarter le voilier de sa route vers bâbord alors que sur la FIGURE **8-28 b**, où l'étrave est sur la crête et l'arrière dans le creux, les forces, divergentes, tendent à le faire virer sur tribord.

Bien sûr à ces forces hydrodynamiques viendront s'ajouter des forces hydrostatiques dues aux différences d'enfoncement de l'avant et de l'arrière et des forces gyroscopiques dues à la combinaison des mouvements de tangage et de roulis.

Pour ce dernier cinq cas sont à distinguer :

1 • Lorsque la période des vagues est inférieure à la période de tangage ($\mathbf{P_v < P_t}$) le sens du couple gyroscopique est constant et tend à amener la coque dans une position perpendiculaire à la direction des vagues.

2 • Lorsque les périodes des vagues et du tangage sont égales ($\mathbf{P_v = P_t}$) le couple varie continuellement de la même façon que le mouvement de lacet.

3 • Lorsque la période des vagues est comprise entre celles du roulis et du tangage ($\mathbf{P_r > P_v > P_t}$) le couple est constant et tend à amener la coque dans la direction des vagues.

4 • Lorsque les périodes des vagues et du roulis sont égales ($\mathbf{P_v = P_r}$) on se trouve dans les mêmes conditions qu'en 2.

5 • Lorsque la période des vagues est plus grande que la période du roulis ($\mathbf{P_v > P_r}$) on se trouve dans les mêmes conditions qu'en 1.

Bien sûr, comme dans tout mouvement de giration, celui-ci s'accompagne d'une gîte due à la dissymétrie des pressions sur les deux côtés de la carène et à la force centrifuge. Si l'on considère par ailleurs que, dans le cas de

la FIGURE 8-28 a, la vitesse relative de l'eau au niveau du safran est diminuée, sa direction peut même être inversée si l'amplitude des vagues est très élevée et la vitesse du voilier relativement basse, l'action du safran se trouve considérablement réduite, voire même inversée, on comprend alors les cas de chavirage rencontrés par mer très forte de l'arrière.

Dans ces conditions on se trouve en effet dans le cas 5, la période des vagues étant alors très supérieure à celle du roulis, le voilier vient en travers de la vague, le coup de gîte qui en résulte s'ajoute à celui dû à la pente de la vague, puis le mouvement orbital de l'eau prend le relais pour l'entraîner dans un retournement complet.

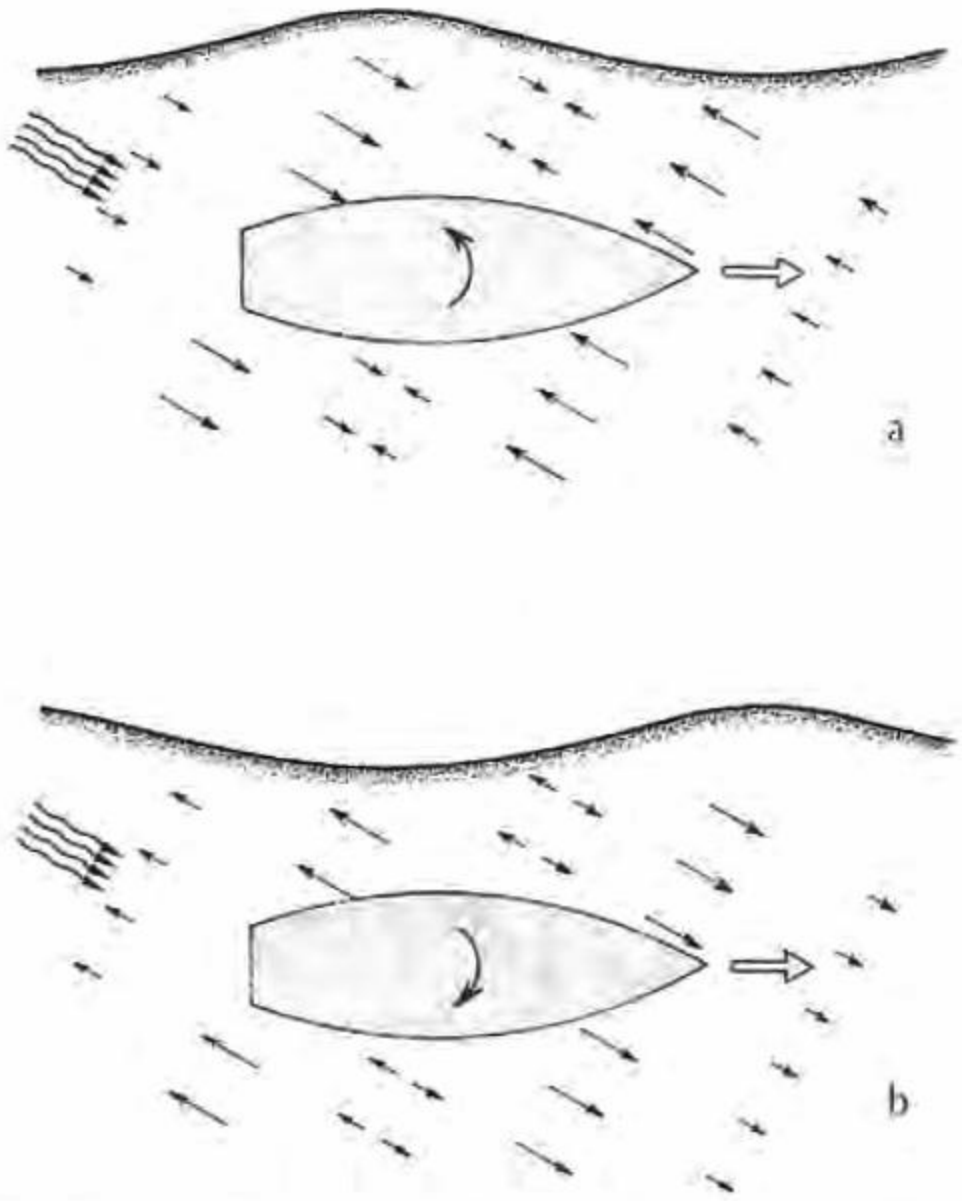


Fig. 8-28 • Par mer de trois quarts arrière, selon que l'étrave se trouvent sur la crête, ou dans le creux de la vague, les forces dues au mouvement orbital de l'eau sont successivement convergentes et divergentes provoquant le mouvement de lacet.

6 INFLUENCE DU MOMENT D'INERTIE LONGITUDINAL SUR LE TANGAGE

Lors des épreuves de la Coupe de l'America 1995, les observateurs ont noté les remarquables qualités d'amortissement du passage dans les vagues de *Team New-Zealand*. Parmi les multiples facteurs qui peuvent expliquer cet avantage, il en est un qui apparaît immédiatement à l'œil, lorsqu'on le compare aux autres concurrents : c'est le recul de l'ensemble de la voilure. Des comparaisons sur les vues prises durant les courses de la finale m'ont permis d'évaluer ce recul à environ 3% de la longueur. Cela peut paraître peu *a priori*, mais si l'on considère que le centre de gravité global se situe à environ 55% de la longueur, le décalage entre le CG de l'ensemble matûre-gréement-voilure est de 9% pour *Team New-Zealand*, et de 12% pour *Young America*. Ces décalages intervenant au carré dans la valeur du moment d'inertie, le second sera donc 1,8 fois supérieur au premier dans le sens longitudinal. Si l'on sait que l'ensemble pèse plus d'une tonne... Pour aboutir à ce résultat, il a bien sûr été nécessaire de reculer le centre de dérive, ce qui explique l'implantation très reculée de l'aileron visible sur la FIGURE 5-68 f.

On remarquera que sur ce voilier, l'étude du recentrage longitudinal des poids a été une préoccupation permanente, y compris dans la position de l'équipage et en particulier du barreur. Une condition fondamentale à méditer pour tous les autres architectes. ⚓

BIBLIOGRAPHIE - CHAPITRE 8 •••

1 • J. GERRITSMA et G. MOEYES :
The seakeeping performance and steering properties of sailing yachts.
Symposium yacht architecture.
HISWA 73. Interdijk B.V.

2 • R. COMPTON, B. JOHNSON et C. Van DUYNE :
Seakeeping and the sailing yachtsman.
Second Chesapeake sailing yacht symposium 1975.

3 • Gilbert LAMBOLEY :
Influence of the weight distribution in a boat, proposed means of control.
Mai 1971.

4 • P.F. HINRICHSEN :
Weight distribution in sailing dinghy.
Sail, mars 1978.

5 • P.S. SPENS, P. de SAIX et P.W. BROWN :
Some further experimental studies of the sailing yachts.
SNAME Transactions — Vol. 75, 1967.

6 • David R. PEDRICK :
The performance of sailing yachts in oblique seas.
Chesapeake sailing yacht symposium 1974.

7 • K.L. KIRKMAN, T.J. NAGLE, J.O. SALSICH :
Sailing yachts capsizing.
Chesapeake sailing yacht symposium 1974.

8 • USYRU :
Desirable and undesirable characteristics of off-shore yachts.
W.W. Norton, New York, 1987.

9 • A.R. CLAUGHTON :
The Dynamic stabilty of sailing yachts in large breaking waves.
International conference on design consideration for small craft, 1984. R.I.N.A. Londres.

10 • C.A. MARCHAJ :
Instability of sailing craft rolling.
Second Symposium yacht architecture.
HISWA 71. Interdijk B.V.

11 • C.A. MARCHAJ :
Vulnerabilty of modern sailing boats to capsize in rough weather.
International conference on design consideration for small craft, 1984. R.I.N.A. Londres.

PETIT LEXIQUE DE MÉCANIQUE-PHYSIQUE

Masse : *quantité de matière d'un corps, elle s'exprime en kilogramme* (kg).

Accélération (γ) : *variation de vitesse d'un mobile, elle s'exprime en mètre par seconde en 1 seconde* (m/s^2). *L'accélération due à la pesanteur* **g** *est de* 9,81 m/s^2 *(plus précisément 9,80665). Elle varie avec l'altitude et la latitude.*

Force : *effet d'une accélération à laquelle est soumise une masse, elle s'exprime en newton* (N) *qui est la force qui communique à une masse de 1 kilogramme, une accélération de 1 mètre par seconde carrée. Avant l'adoption du Système International on l'exprimait en kilogramme-force,* 1 kgf = 9,81 N.

Poids : *c'est la force exercée sur une masse par l'accélération de la pesanteur. Ce poids devrait donc s'exprimer en newton. Avant l'adoption du Système International, il s'exprimait en kilogramme-poids et il semble utopique de penser que cette habitude disparaisse. Il en résulte une confusion qui n'est pas prête de disparaître et on peut se questionner sur l'intérêt (bien que fondé sur le plan théorique), du nouveau système de calcul, dans lequel l'accélération intervient dans la quasi-totalité des cas. Avec des altitudes voisines de zéro et sous des latitudes moyennes,* 1 kgp = 9,81 N.

Masse volumique (en anglais density) : *rapport entre la masse et le volume d'un corps homogène. Elle s'exprime en kilogramme par mètre cube* (kg/m^3).

Densité (en anglais specific gravity ou relative density) : *rapport des masses de deux volumes égaux de matière donnée et d'eau douce.*

Moment d'une force par rapport à un point ou un axe : *produit de cette force par sa distance au point ou à l'axe. S'exprime en newton × mètre* (Nm). *Une seule force entraîne une rotation et une translation. Deux forces égales et opposées, mais décalées, constituent un* **couple** *dont le moment est égal au produit d'une des forces par la distance qui les sépare ; un couple n'entraîne qu'une rotation.*

Centre de gravité : *point d'application de la résultante de toutes les forces de gravité auxquelles sont soumis les composants d'un corps. Par analogie le centre de gravité d'une surface est celui d'une plaque solide, homogène, très mince, de même forme que la surface considérée.*

Inertie : *opposition que présente un corps à un mouvement donné ou, s'il est déjà en mouvement, à une modification de direction ou de vitesse. La force d'inertie est d'autant plus importante que la masse du corps est plus grande et le mouvement que l'on veut lui imprimer plus accéléré.*

Moment d'inertie : *opposition que présente un corps à sa mise en rotation, il est égal à la somme des masses des points matériels le constituant par le carré de leur distance à l'axe de référence. Pour le moment d'inertie d'une surface, on considère celle-ci comme une plaque solide, homogène, très mince, de même forme que la surface considérée.*

Travail : *action exercée par une force lorsque son point d'application se déplace dans sa direction. Il s'exprime en joule* (J) *travail produit par une force de 1 newton, dont le point d'application se déplace de 1 mètre dans la direction de la force. Avant l'application du Système International il s'exprimait en kilogrammètre* (kgm). 1 kgm = 9,81 J.

Energie : *capacité à effectuer un travail, s'exprime en joule. L'énergie peut être mécanique, électrique ou thermique.*

Energie potentielle : *capacité d'un corps à effectuer un travail du fait de sa position ou de son état. Un poids pendu à une ficelle libérera son énergie potentielle lorsqu'on coupera celle-ci.*

Energie cinétique : *capacité d'un corps à effectuer un travail par suite de son mouvement. Au cours de sa chute, le poids précédent transformera son énergie potentielle en énergie cinétique, qu'il libérera en touchant le sol (abstraction faite de la très faible énergie dépensée pour vaincre la résistance de l'air). La somme des deux énergies est toujours constante. L'énergie cinétique est égale au demi-produit de la masse par le carré de la vitesse* $W = 1/2\ mv^2$.

Puissance : *production de travail pendant une durée donnée. Elle s'exprime en watts* (W). *1 watt représente la puissance d'un système énergétique dans lequel est transformée uniformément une énergie de 1 joule pendant 1 seconde. Avant l'application du Système International la puissance s'exprimait en kilogrammètre par seconde* (kgm/s) *ou en cheval* (ch). 1 kgm/s = 9,81 W. 1 ch = 75 kgm/s = 735,5 W. *Le* horse-power *britannique* (HP) = 745,7 W.

Contrainte et pression : *effet qu'une force exerce perpendiculairement sur une surface donnée. Elle s'exprime en pascal* (Pa) *qui représente l'effort uniforme exercé par une force de 1 newton sur une surface plane de 1 mètre carré. Son multiple, plus généralement utilisé en météorologie et pour les fluides est le bar (égal à 105 pascal), et le millibar. Avant l'application du Système International, les contraintes et pressions s'exprimaient en kilogramme-force par centimètre carré* (kgf/cm^2) *et en* mm *de mercure.*
1 kgf/cm^2 = 9,80665.10^4 Pa et 1 mm de mercure = 133,332 Pa. *La pression atmosphérique normale (760 mm de mercure) est égale à* 101 325 Pa ou 1013,25 millibars.

INTRODUCTION 9

1
LE MILIEU OÙ ÉVOLUE LE VOILIER

A▪ L'AIR ET LE VENT 13
1 L'air 13
2 Le vent atmosphérique 14
3 Le vent apparent 18
B ▪ L'EAU ET LES VAGUES 20
1 L'eau 20
2 Les vagues 21
a▪ Forme de la houle 22
b▪ Combinaison des trains de vagues 24
c▪ Énergie de la houle 28
d▪ Formation de la houle 28
e▪ Les vagues réelles 31
f ▪ Représentation statistique des vagues 32

2
AÉRO ET HYDRODYNAMIQUE

1 Lignes de courant 37
2 Étude théorique des écoulements dans les fluides parfaits 38
3 Les écoulements dans les fluides réels 39
a▪ La viscosité 39
b▪ Définition des écoulements 40
c▪ Étude de la couche limite 40
d▪ Résistance de frottement, rugosité 42
e▪ Séparation, ventilation, cavitation 44
f ▪ Résistance de forme • sillage 47
4 Création d'une force de portance 50
a▪ Le nombre de Reynolds 53
b▪ La forme du profil 54
c▪ La rugosité 55
d▪ L'allongement 55
e▪ La forme en plan 58
f▪ La section des extrémités 59
g▪ Combinaison de deux profils 60
h▪ Reculer la séparation 62

3
ÉQUILIBRE DU VOILIER

A▪ L'ÉQUILIBRE AU VENT ARRIÈRE 65
B▪ L'ÉQUILIBRE AU PRÈS 69

4
STABILITÉ

A▪ STABILITÉ TRANSVERSALE 75
1 Stabilité de poids 76
2 Stabilité de forme 76
3 Stabilité globale 76
4 Stabilité initiale 78
5 Courbes de C, M et Y 78
6 Courbes de stabilité et angles critiques 79
7 Les différents facteurs influant sur la courbe de stabilité 84
8 Stabilité de rappel 86
9 Stabilité des multicoques 87
10 Stabilité sur une surface inclinée 90
11 Stabilité dynamique 92
12 Une expérience grandeur réelle 93
13 Les carènes liquides 95
14 Insubmersibilité et stabilité 97
B▪ STABILITÉ LONGITUDINALE 99

5
FORCES HYDRODYNAMIQUES

A▪ RÉSISTANCE À L'AVANCEMENT SANS DÉRIVE 103
1 Résistance résiduelle 104
a▪ Résistance de forme et de vagues 104
b▪ Facteurs influant sur le résistance de forme et de vagues 108
• *le rapport longueur/déplacement* 109
• *la forme de la maîtresse section* 109
• *la forme du plan de flottaison* 110
• *la courbe des aires* 115
• *le coefficient prismatique* 116
• *le bulb* 119
c▪ Résistance de séparation-ventilation 121
2 Résistance de frottement 123
3 Résistance globale 123
4 Résistance de gîte 125
B▪ LE PLANING 125
1 Théorie du planing 126
6 Éléments intervenant sur le rendement au planing 128
C▪ LA FORCE ANTIDÉRIVE 129
1 Répartition de la force antidérive entre coque et appendices 130
2 Éléments de rendement de l'aileron 132
a▪ La surface latérale 133

b■ La forme des dérives et ailerons 138
c■ Le dessin des sections 144
3 **Le volet de bord de fuite (trimer)** 146
4 **Le volet de bord de fuite (trimer)** 147

6
FORCES AÉRODYNAMIQUES

A■ **FORCES PARASITES** 153
1 **Influence du mât** 153
2 **Fardage** 159
3 **Porosité des tissus** 161
B■ **FORCES UTILES RÉELLES** 161
1 **La voile seule** 161
2 **Combinaison des voiles** 162
3 **Profil et courbure** 169
4 **Allongement** 169
5 **Forme de la voile** 172
6 **Position relative des voiles** 173
7 **Proportion des surfaces et recouvrement** 174
C■ **LES DIFFÉRENTS TYPES DE PLANS DE VOILURE** 175
1 **Le cat-boat** 176
2 **Le sloop** 176
3 **Le cotre** 178
4 **Le ketch** 179
5 **Le yawl** 181
6 **La goélette à mâts égaux** 181
7 **La goélette classique** 182

7
COMBINAISON COQUE-VOILE ET STABILITÉ DE ROUTE

A■ **COMBINAISON DES POLAIRES** 185
B■ **LA STABILITÉ DE ROUTE** 187
1 **Équilibre des forces** 188
a■ Au vent arrière 188
b■ Aux autres allures 189
c■ Le décalage des centres de voilure et de dérive 189
2 **Déformation de la carène à la gîte** 192
3 **Le gouvernail** 196
a■ L'allongement 197
b■ La forme du contour 200
• *Derrière la quille* 200
• *Indépendant, suspendu sous la carène* 201
• *Indépendant, suspendu au tableau* 202
• *Indépendant, derrière un aileron* 202
c■ Section du gouvernail 205
d■ Les cages d'hélices 206

8
MOUVEMENTS DU BATEAU DANS LES VAGUES

1 **Définition des mouvements d'une coque** 209
2 **Mouvements d'une bouée** 210
a■ En eau plate 210
b■ Dans les vagues 213
3 **Le tangage** 214
a■ Influence du moment d'inertie longitudinal sur le tangage 216
b■ Accroissement de la résistance à l'avancement due au tangage 217
4 **Le roulis** 218
a■ Roulis aux autres allures que le vent arrière 218
b■ Roulis rythmique ou pendulaire 221
5 **Mouvement composite, lacet** 226
6 **Influence du moment d'inertie longitudinal sur le tangage** 227

PETIT LEXIQUE DE MÉCANIQUE-PHYSIQUE 229